

Hélio Padilha

**ESTUDO SOBRE REVESTIMENTOS DEPOSITADOS POR
ASPERSÃO TÉRMICA PARA MELHORAR O DESEMPENHO
DE CONEXÕES ELÉTRICAS**

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Engenharia e Ciência dos Materiais. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais e Processos (PIPE) / Universidade Federal do Paraná (UFPR).

Orientador: Prof. Dr. Ramón S. Cortés Paredes

Curitiba
2005

TERMO DE APROVAÇÃO

HÉLIO PADILHA

ESTUDO SOBRE REVESTIMENTOS DEPOSITADOS POR ASPERSÃO
TÉRMICA PARA MELHORAR O DESEMPENHO DE CONEXÕES
ELÉTRICAS

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA COMO REQUISITO PARCIAL
À OBTENÇÃO DO TÍTULO DE

MESTRE EM ENGENHARIA E CIÊNCIA DOS MATERIAIS

E APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MATERIAIS E
PROCESSOS (PIPE) DO SETOR DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE
FEDERAL DO PARANÁ

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Ramón Cortés Paredes, Dr. Engº. (Presidente)
Departamento de Engenharia Mecânica, UFPR

Prof. Augusto José de A. Buschinelli, Dr. Engº.
Departamento de Engenharia Mecânica, UFSC

Prof. José Maurílio da Silva, Dr. Engº.
LACTEC/ UFPR/PIPE

Curitiba, 18 de Março de 2005

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todas as pessoas que contribuíram para a realização deste trabalho, em especial:

- Ao meu orientador Prof. Dr. Prof. Ramón S. Cortés Paredes pela orientação deste trabalho e pelo incentivo durante todo o período de mestrado;
- Ao LACTEC na pessoa do Prof. MSc. Sérgio Luiz Henke, pelas informações prestadas e apoio técnico na realização da pesquisa;
- Ao Programa Interdisciplinar em Engenharia do Petróleo e Gás Natural PRH24/ANP/MCT, pelo apoio financeiro durante a realização da pesquisa;
- Ao LAMATS – Laboratório de Materiais e Tratamentos Superficiais da UFPR, na pessoa da Prof^a. Dra. Ana Sofia Clímaco Monteiro d’Oliveira, pela utilização das instalações durante a realização dos trabalhos de pesquisa;
- A Prof. Dra. Karin Soldatelli Borsatto e Prof. Dra. Regina M. H. Pombo Rodriguez pelas críticas e sugestões oferecidas na fase de qualificação deste trabalho;
- A todos os que participaram diretamente ou indiretamente da realização deste trabalho;
- A minha família, pela compreensão nos momentos difíceis da ausência para a realização desta pesquisa.

RESUMO

As conexões e contatos de equipamentos e barramentos são de grande importância dentro de uma subestação, pois caso haja uma falha nessas interligações pode ocorrer uma interrupção grave no sistema de transmissão. Estas interligações elétricas estão permanentemente expostas a diversas influências que podem levar a um mau desempenho das mesmas. As principais influências são: ambientais, elétricas e mecânicas. A função principal de uma conexão elétrica é possibilitar a passagem ininterrupta da corrente através de uma interface. Isso só pode ser conseguido se um bom contato metal-metal for estabelecido e mantido.

Entretanto, para o caso de conexões de alumínio, isto nem sempre é possível devido às propriedades intrínsecas deste metal, tais como a camada de óxido na superfície, a tendência a sofrer fenômenos de fluência e relaxação, a susceptibilidade à corrosão galvânica e o alto coeficiente de dilatação, o qual leva ao fenômeno de “*fretting*” entre as suas interfaces. A taxa de degradação em serviço de conectores de potência não pode ser determinada com precisão, o que torna a programação de manutenção muito difícil. Em particular, os mecanismos de degradação dos conectores de alumínio são complexos e ainda não estão completamente explicados.

Este estudo pretendeu avaliar a viabilidade de revestir conectores elétricos de alta tensão, fabricados em liga de alumínio fundido, utilizados na fixação de cabos de transmissão de energia de alumínio, usados em subestações de distribuição, com revestimentos de cobre, bronze-alumínio e níquel-alumínio, depositados pelo processo de aspersão térmica, avaliando ainda o efeito produzido na resistência elétrica de tais condutores e na sua microestrutura.

ABSTRACT

The connections and contacts of equipment and slide bars are of great importance inside of an electric substation, because in case of a failure in these interconnections can happens a serious interruption in the transmission system can occur. These electric interconnections are permanently exposed to diverse influences that can lead to a bad performance of them. The main influences are of ambiental, electrical and mechanical nature. The main function of an electric connection is to make possible the uninterrupted transmission of the electric current through an interface. This can only be obtained if a good metal-to-metal contact will be established and kept.

However, according to literature, for the case of connections of aluminum, this nor always possible must to the intrinsic properties of this metal, such as always the present oxide layer in the surface, the trend to suffer to phenomena from fluency, galvanic corrosion and the high coefficient of thermal expansion, which leads to the phenomenon of fretting enters the connection interfaces. Rate of degradation in service of power connectors cannot be determined with precision, what it becomes a very difficult programming of maintenance. In particular, the mechanisms of degradation of aluminum are complex and still completely they are not explained inside of the used electric current limits. The preparation of a surface that takes care of to the requests and that it is economically advantageous is the purpose of its finishing, its treatment and its covering.

This study evaluated the viability to coat high-voltage electric connectors, manufactured in casted aluminum alloy, used in the setting of handles of transmission of aluminum energy, used in distribution substation, with coverings of copper, cooper-tin-aluminum alloy and nickel-aluminum, deposited for the process of thermal spray, evaluating still the effect produced in the electric resistance of such conductors and in its microstructure.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
2. REVISÃO DA LITERATURA	3
2.1 Aspectos fundamentais da conexão elétrica	3
2.1.1 Área de contato	4
2.1.2 Oxidação	12
2.1.3 Corrosão galvânica	12
2.1.3 Expansão térmica.....	17
2.1.4 Desgaste por fricção – “ <i>fretting</i> ”	20
2.1.5 Formação de compostos intermetálicos.....	23
2.1.6 Relaxação de tensão e fluência.....	24
2.1.7 Lubrificação	25
2.2 Atuais testes de ciclos de corrente	27
2.3 Novo teste acelerado de ciclo de corrente.....	29
2.4 Processo de revestimento por aspersão térmica	29
2.5 Principais características e propriedades dos revestimentos depositados por AT.....	40
2.5.1 Aderência.....	40
2.5.2 Material de aporte e gás de transporte	41
2.6 Preparação da superfície para AT	42
2.7 Formação de óxidos	43
2.8 Porosidade	44
2.9 Ligas de alumínio-silício.....	45

3. OBJETIVOS	51
4. METODOLOGIA E PROCEDIMENTOS	52
4.1 Materiais e procedimentos de aspersão térmica	53
4.2 Ciclagem térmica	54
4.3 Caracterização Microestrutural.....	55
4.3.1 Microestrutura	55
4.3.2 Microdureza.....	57
4.3.3 Medição de rugosidade.....	57
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO	59
5.1 Microestrutura.....	59
5.1.1 Substrato revestido com cobre e bronze alumínio.....	84
5.1.2 Substrato revestido com níquel alumínio	84
5.2 Microdureza	86
5.3 Rugosidade	89
6. CONCLUSÕES.....	95
7. PROPOSTA DE TRABALHOS FUTUROS.....	96
8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	97

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Esquema dos mecanismos de degradação em conexões de alumínio.	4
Figura 2. Diagrama representando as áreas de contato para conexões elétricas [10].	5
Figura 3. Esquema da formação de um <i>a-spot</i> entre superfícies revestidas [11].	7
Figura 4. Esquema da formação dos <i>spots</i> em superfícies metálicas lisas e rugosas.	8
Figura 5. Efeito do carregamento e do acabamento da superfície na resistência de contato de conexões alumínio-alumínio [16].	11
Figura 6. Efeito de ambiente salino e poluição industrial na resistência de contato de conexões de alumínio-cobre nus e galvanizados [1].	15
Figura 7. Efeito do ciclo de corrente na temperatura da junta e resistência de contato de barramentos de alumínio em contato com cobre revestido com diferentes materiais [22].	17
Figura 8. Efeito do <i>thermoplastic ratcheting</i> na integridade mecânica das conexões de alumínio [23].	19
Figura 9. Esquema do início de espalhamento do fretting em contatos elétricos [25].	21
Figura 10. Exemplos do efeito do fretting na resistência de contato de um condutor de alumínio com diferentes materiais de contato [41].	23
Figura 11. Exemplos do efeito dos lubrificantes sobre a temperatura e a resistência de contato em conexões parafusadas alumínio-cobre sob condições de ciclo de corrente [50].	27
Figura 12. Desenho esquemático da seção transversal típica de um revestimento aspergido termicamente [51].	32
Figura 13. Instalação de equipamento por combustão [51].	34
Figura 14. Seção transversal de uma tocha para aspersão por chama (esquemática) [51].	34
Figura 15. Corte transversal de uma tocha para aspersão térmica de pó a chama (esquemático) [51].	35
Figura 16. Esquema do ancoramento mecânico da panqueca na superfície rugosa do substrato.	40
Figura 17. Esquema das fontes de oxidação na AT [53].	43
Figura 18. Diagrama de equilíbrio sistema Al-Si [56].	46
Figura 19. Microestrutura de uma liga de alumínio-silício. (a) Sem tratamento de modificação e (b) com tratamento de modificação [57].	47

Figura 20. Representação dos conectores utilizados nos ensaios.....	52
Figura 21. Conectores com revestimento por aspersão térmica.	53
Figura 22. Amostras cortadas e embutidas prontas para caracterização.	55
Figura 23. Pontos de medição da rugosidade do substrato dos conectores com e sem revestimento.	58
Figura 24. Amostra 10. Sem ciclo térmico. Aumento 100x.....	60
Figura 25. Amostra 12. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 100x	60
Figura 26. Amostra 13. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 100x	61
Figura 27. Amostra 15. Ciclo térmico a 180 °C. Aumento 100x	61
Figura 28. Amostra 20. Sem ciclo térmico. Aumento 100x.....	62
Figura 29. Amostra 22. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 100x	62
Figura 30. Amostra 24. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 100x	63
Figura 31. Amostra 25. Ciclo térmico a 180 °C. Aumento 100x	63
Figura 32. Amostra 30. Sem ciclo térmico. Aumento 100x.....	64
Figura 33. Amostra 32. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 100x	64
Figura 34. Amostra 33. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 100x	65
Figura 35. Amostra 35. Ciclo térmico a 180 °C. Aumento 100x	65
Figura 36. Amostra 10. Sem ciclo térmico. Aumento 500x.....	66
Figura 37. Amostra 12. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 500x	66
Figura 38. Amostra 13. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 500x	67
Figura 39. Amostra 15. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 500x	67
Figura 40. Amostra 20. Sem ciclo térmico. Aumento 500x.....	68
Figura 41. Amostra 22. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 500x	68
Figura 42. Amostra 24. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 500x	69
Figura 43. Amostra 25. Ciclo térmico a 180 °C. Aumento 500x	69

Figura 44. Amostra 30. Sem ciclo térmico. Aumento 500x	70
Figura 45. Amostra 32. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 500x	70
Figura 46. Amostra 33. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 500x	71
Figura 47. Amostra 35. Ciclo térmico a 180 °C. Aumento 500x	71
Figura 48. Amostra 10. Substrato de alumínio sem ciclo térmico. Aumento 50x	72
Figura 49. Amostra 12. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 60 °C. Aumento 50x	72
Figura 50. Amostra 14. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 50x ...	73
Figura 51. Amostra 16. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 50x ...	73
Figura 52. Amostra 20. Substrato de alumínio sem ciclo térmico. Aumento 50x	74
Figura 53. Amostra 21. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 60 °C. Aumento 50x	74
Figura 54. Amostra 24. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 50x ...	75
Figura 55. Amostra 26. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 50x ...	75
Figura 56. Amostra 30. Substrato de alumínio sem ciclo térmico. Aumento 50x	76
Figura 57. Amostra 31. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 60 °C. Aumento 50x	76
Figura 58. Amostra 34. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 50x ...	77
Figura 59. Amostra 36. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 50x ...	77
Figura 60. Amostra 10. Perfil do revestimento de cobre sem ciclo térmico. Aumento 200x	78
Figura 61. Amostra 12. Perfil do revestimento de cobre em ciclo térmico a 60 °C.	78
Aumento 200x	78
Figura 62. Amostra 14. Perfil do revestimento de cobre em ciclo térmico a 120 °C.	79
Aumento 200x	79
Figura 63. Amostra 16. Perfil do revestimento de cobre em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 200x	79
Figura 64. Amostra 20. Perfil do revestimento de bronze-alumínio sem ciclo térmico. Aumento 200x	80

Figura 65. Amostra 21. Perfil do revestimento de bronze-alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 200x	80
Figura 66. Amostra 24. Perfil do revestimento de bronze-alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 200x	81
Figura 67. Amostra 26. Perfil do revestimento de bronze-alumínio em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 200x	81
Figura 68. Amostra 30. Perfil do revestimento de níquel-alumínio sem ciclo térmico. Aumento 200x	82
Figura 69. Amostra 31. Perfil do revestimento de níquel-alumínio em ciclo térmico a 60 °C. Aumento 200x	82
Figura 70. Amostra 34. Perfil do revestimento de níquel-alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 200x	83
Figura 71. Amostra 36. Perfil do revestimento de níquel-alumínio em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 200x	83
Figura 72. Resultado da microdureza Vickers no conector revestido com cobre.	86
Figura 73. Resultado da microdureza Vickers no conector revestido com bronze-alumínio..	87
Figura 74. Resultado da microdureza Vickers no conector revestido com níquel-alumínio...	87
Figura 75. Configurações utilizadas no ensaio de ciclos térmicos do Conjunto 1 [59].	91
Figura 76. Curvas de variação de resistência ôhmica obtidas nas amostras do Conjunto 1 (conector cunha) ao longo do ensaio de ciclos térmicos [59].....	93
Figura 77. Curvas de variação de temperatura obtidas nas amostras do Conjunto 1 (conector cunha) ao longo do ensaio de ciclos térmicos [59].....	94
Figura 78. Imagens de termovisão após ensaios de ciclos térmicos nos conectores do Conjunto 1. Conexões distribuídas conforme figura 2 destacando pontos isolados com maior temperatura [59].	94

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Efeito do carregamento normal na área real de contato para superfícies limpas.....	6
Tabela 2. Processos de aspersão térmica.....	30
Tabela 3. Temperatura das fontes de calor.....	32
Tabela 5. Teor de óxidos nas camadas de Al.....	43
Tabela 6. Parâmetros característicos dos processos de AT.....	45
Tabela 7 - Composição química nominal de algumas ligas Al-Si fundidas (% em massa).	50
Tabela 8 - Propriedades mecânicas de duas ligas Al-Si fundidas em molde de areia.....	50
Tabela 9. Composição química da liga de alumínio dos conectores.....	53
Tabela 10. Parâmetros utilizados na deposição por aspersão térmica do cobre e da liga bronze alumínio.....	54
Tabela 11. Parâmetros utilizados na deposição por aspersão térmica da liga alumínio níquel.....	54
Tabela 12. Identificação das amostras segundo o revestimento e ciclo térmico a que foram submetidas.....	55
Tabela 13. Resultados da medição da rugosidade do substrato de alumínio.....	89
Tabela 14. Resultados da medição da rugosidade sobre o revestimento de cobre.....	89
Tabela 15. Resultados da medição da rugosidade sobre o revestimento de alumínio-bronze..	90
Tabela 16. Resultados da medição da rugosidade sobre o revestimento de alumínio-níquel. .	90
Tabela 17. Resumo dos resultados da medição da rugosidade do substrato e dos revestimentos.....	90
Tabela 18 - Configurações utilizadas no ensaio de ciclos térmicos do Conjunto 1.	91

1. INTRODUÇÃO

No global de suas propriedades, o alumínio é o segundo metal mais utilizado na eletricidade, havendo nos últimos anos uma preocupação permanente em substituir mais e mais as aplicações do cobre pelo alumínio, por motivos econômicos.

Alguns aspectos que, por si só são bastante significativos, são considerados a seguir:

- o preço internacional do cobre tem sido, em média, bem mais elevado que o do alumínio, em torno de duas a três vezes maior;

- mesmo efetuando-se certas compensações no dimensionamento das partes condutoras em alumínio, para se tornarem eletricamente equivalentes ao cobre, o peso de material necessário fica reduzido praticamente à metade, o que reduz o custo de elementos de sustentação envolvidos;

- em termos nacionais, em particular, as jazidas de minério de alumínio (3ª maior reserva mundial de bauxita) são bem mais freqüentes do que as de minério de cobre.

Esses aspectos levam a uma crescente preferência pelo alumínio, cujo maior problema é a sua fragilidade mecânica e sua rápida, porém não profunda oxidação. O uso difundido do alumínio em uma grande variedade de aplicações elétricas em sistemas de distribuição de energia, principalmente em conectores de torres de alta tensão, tem aumentado o número de interfaces entre o alumínio e outros metais, como cobre e suas ligas em particular [1].

O problema com este tipo de interface está relacionado principalmente, à incompatibilidade desses metais devido às diferenças entre suas propriedades físicas, mecânicas e metalúrgicas assim como a maneira como eles se comportam sob condições específicas. Como resultado, um número de processos como oxidação [2], relaxação de tensão [2, 3, 4], expansão térmica diferencial, corrosão galvânica [5], formação de compostos intermetálicos [6, 7] e *fretting* (desgaste pó fricção) [8] afetam adversamente a ininterrupta passagem de corrente elétrica através de uma conexão de alumínio-cobre e alumínio-alumínio.

Embora a natureza destes processos seja diferente, eles são todos governados pelo mesmo fenômeno fundamental, sendo o mais importante o da degradação da interface de contato e a mudança da resistência de contato associada. Destes processos, a corrosão galvânica é provavelmente o mais freqüentemente encontrado e também um dos mais prejudiciais, para a estabilidade das conexões alumínio-cobre.

Para limitar os efeitos prejudiciais da corrosão galvânica diversas medidas paliativas, como preparação das superfícies de contato das conexões [2, 4], uso de lubrificantes [9] e o revestimento do alumínio com metais que possuam um potencial galvânico intermediário [4, 5] têm sido utilizados com relativo sucesso.

2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Aspectos fundamentais da conexão elétrica

O objetivo principal de uma conexão elétrica é possibilitar a passagem ininterrupta da corrente elétrica através de uma interface. Isso só pode ser conseguido se um bom contato metal-metal for estabelecido e mantido. Entretanto, para o caso de conexões de alumínio, isto nem sempre é possível devido às propriedades intrínsecas deste metal, tais como a sempre presente camada de óxido na superfície, a tendência a sofrer fenômenos de fluência e relaxação, a susceptibilidade à corrosão galvânica e o alto coeficiente de dilatação térmica, o qual leva ao fenômeno de *fretting* (desgaste por fricção) entre as interfaces de conexão. Esta situação pode resultar em falha da conexão [10].

Por outro lado, grandes aumentos no consumo de energia em áreas com alta densidade populacional, impõem severas condições de operação aos sistemas de transmissão e distribuição, os quais têm que transportar maiores cargas de energia e operar a altas temperaturas. Apesar do uso de várias medidas preventivas, ainda há um grande número de problemas que podem afetar negativamente a confiabilidade do sistema.

Resultados experimentais e muitos relatórios de problemas em serviço, sugerem fortemente que, conectores de potência confiáveis utilizando alumínio não são obtidos pela aplicação rotineira de práticas e de métodos estabelecidos [10]. Como não se pode determinar com precisão a taxa de degradação em serviço dos conectores de potência utilizados em subestações de alta tensão, a programação da manutenção fica prejudicada. Mais ainda, com a complexidade de formação e atuação dos mecanismos de degradação do alumínio, as conclusões incertas são uma constante.

Some-se a isto, inúmeras evidências mostrando que os padrões usados pelos fabricantes e os equipamentos para qualificar os conectores não refletem satisfatoriamente sua performance sob as adversas e variadas condições de serviço em campo.

A complexidade dos mecanismos de falha em conexões de alumínio é mais bem descrita na forma de um ciclo, conforme demonstra a figura 1. Está claro que a quebra deste ciclo requer uma compreensão completa dos parâmetros que afetam várias propriedades do alumínio e outros condutores operando sob diferentes cargas e condições ambientais.

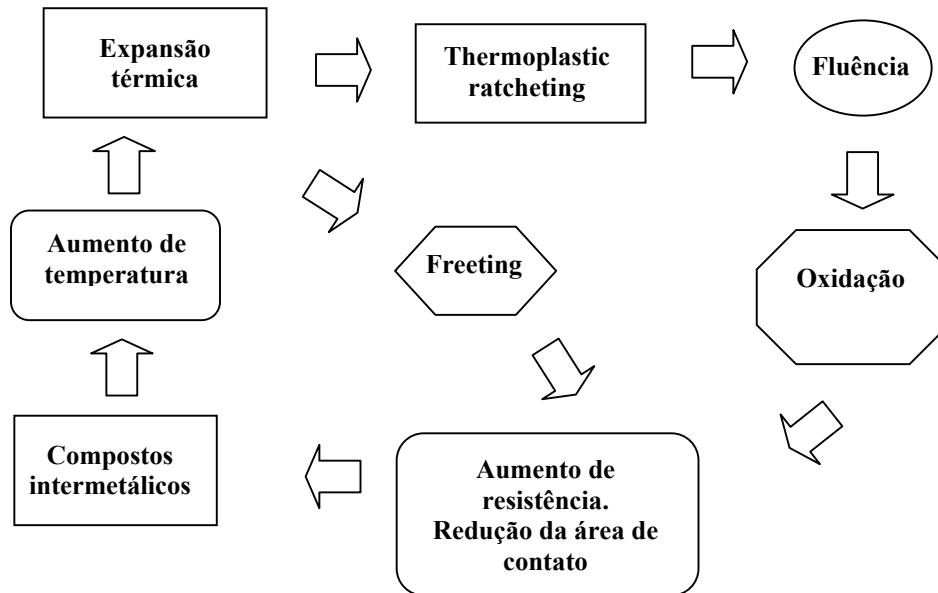


Figura 1. Esquema dos mecanismos de degradação em conexões de alumínio.

A seguir, destacam-se as principais conclusões obtidas da literatura relacionadas às causas e soluções do problema de sobreaquecimento sofrido por conexões elétricas, em especial, as conexões envolvendo os metais alumínio e cobre simultaneamente.

2.1.1 Área de contato

É sabido [11] que as superfícies reais não são completamente lisas, compreendendo muita rugosidade. Quando o contato é estabelecido entre dois metais, a rugosidade superficial dos membros em contato penetra na camada natural de óxido e outras superfícies contaminantes, estabelecendo deste modo um contato metálico localizado e, assim, conduzindo a corrente elétrica. Com o aumento das forças, o número e a área destes pequenos *spots* (pontos) de contato metal-metal crescem, resultando na ruptura da camada de filme óxido e resultam em extrusão de metal através da ruptura.

Estes *spots*, denominados *a-spots*, são pequenas soldas frias que determinam o único caminho para a corrente elétrica. Uma consequência direta disto é um contato “poroso” onde infiltração de oxigênio e outros gases corrosivos podem entrar em reação com o metal exposto e alterar a área de contato metálico. Isto pode eventualmente levar ao desaparecimento do contato elétrico, embora o contato mecânico possa ser preservado [11]. Como o bom desempenho de uma conexão elétrica está diretamente relacionado à área de contato entre os condutores, é de se esperar que quanto maior a área, melhor seja o contato. A figura 2 apresenta um esquema que relaciona as áreas envolvidas em um contato elétrico.

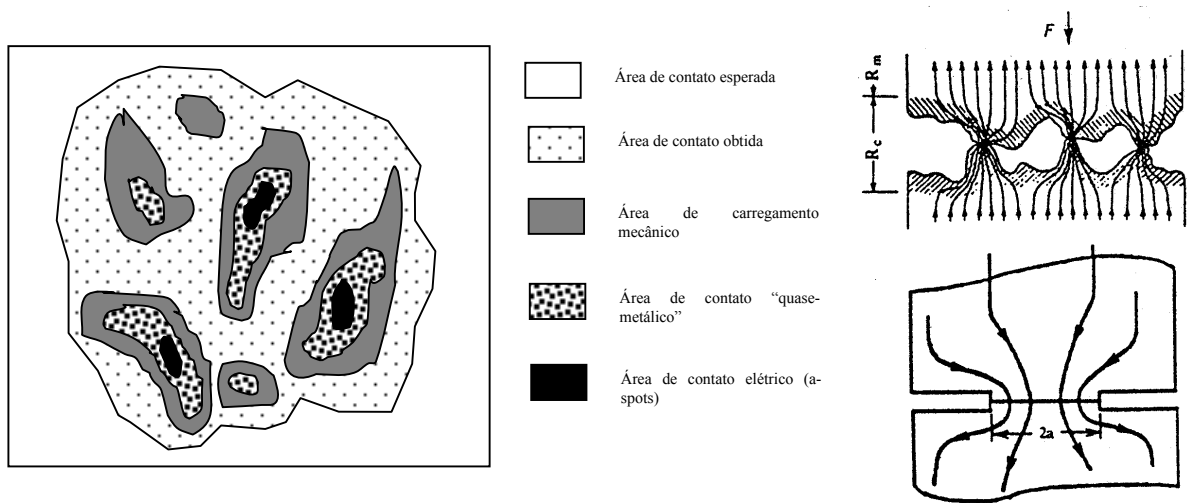


Figura 2. Diagrama representando as áreas de contato para conexões elétricas [10].

A área de contato real A_r é apenas uma fração da área de contato aparente A_a , como ilustrado na figura 2. A relação entre a carga normal aplicada F_c , a dureza do metal H e, a área de contato aparente é dada pela seguinte expressão:

$$F_c = \xi \cdot H \cdot A_a \quad (1)$$

A dureza H nesta expressão representa a medida da capacidade do material resistir a deformação no ponto de aplicação da força; ξ é o fator de pressão e depende da quantidade de deformação da rugosidade. As propriedades físicas e mecânicas superficiais controlam o esforço de contato. Desse modo, se σ_y é o limite de escoamento do material em contato, então a área real de contato A_r pode ser calculada utilizando a seguinte expressão:

$$A_r = F_c / \sigma_y \quad (2)$$

Os resultados constantes da Tabela 1 expressam a área de contato real como uma porcentagem da área de contato aparente para vários carregamentos normais. Deve-se observar, entretanto, que a área de contato real calculada deste modo inclui a área de carregamento mecânico que está coberta pela película de óxido e não é, conseqüentemente, um caminho seguro para a circulação de corrente. Assim, a área efetiva na condução de corrente elétrica (*a-spots*) representará apenas uma pequena fração da área de contato real calculada, geralmente considerada menor que 1%.

Tabela 1. Efeito do carregamento normal na área real de contato para superfícies limpas.

Liga	A _r /A _a (%)		
	F _c 10N	F _c 100N	F _c 1000N
Al (H-19)	0,01	0,1	1,0
Al (H-0)	0,05	0,5	5,0
Al+0,75%Mg+0,15%Fe (H-19)	0,01	0,1	1,0
Al+0,75%Mg+0,15%Fe (H-0)	0,02	0,2	2,0
Cu (H-0)	0,008	0,08	0,8
(H-0) RECOZIMENTO PLENO	(H-19) TEMPERADO		

Isso deve indicar que a interface elétrica de um *a-spot* é muito diferente de um simples ponto de contato circular. De fato, o contato real metal-metal é limitado a um agrupamento de micro-pontos dentro de um ponto (*spot*) nominal de contato onde os materiais em contato expulsam uns aos outros através das trincas da película de óxido. Isto foi demonstrado por Williamson [12] para o caso de conexões de alumínio.

A corrente fluindo através da interface de contato é conseqüentemente restringida a passar por esses *a-spots*. Então, a resistência elétrica devida a essa corrente restringida é chamada “resistência de constrição” e está relacionada às propriedades básicas do material como a dureza e a resistividade elétrica. Holm [11] demonstrou que a resistência de constrição para um *a-spot* simples pode ser determinada por,

$$R_c = (\rho_1 + \rho_2) / 4 \cdot n \cdot a \quad (3)$$

onde ρ_1 e ρ_2 são as resistividades dos metais em contato, n é o número de *a-spots* e a é o raio da área de contato metal-metal. Se dois metais em contato são iguais, a resistência de constricção será:

$$R_c = \rho / 2 \cdot n \cdot a \quad (4)$$

Uma vez que os metais não são completamente limpos, a passagem da corrente elétrica pode ser afetada pela presença da camada óxida, sulfetos e outras películas inorgânicas geralmente presentes na superfície dos metais. Então, a resistência de contato total da conexão será soma da resistência de constricção (R_c) mais a resistência de película (R_f), onde σ é a resistência por área da película.

$$R = R_c + R_f$$

$$R_f = \sigma / \pi \cdot a^2 \quad (5)$$

No caso de contatos revestidos, quando a espessura do revestimento é comparável ao diâmetro do *a-spot*, existe um componente adicional da resistência de contato devida ao revestimento. Isto porque a constricção encontra-se em parte na superfície revestida e em parte no corpo do conector. Como resultado, o fluxo de corrente sofre difração ao atravessar a região, conforme ilustra a figura 3.

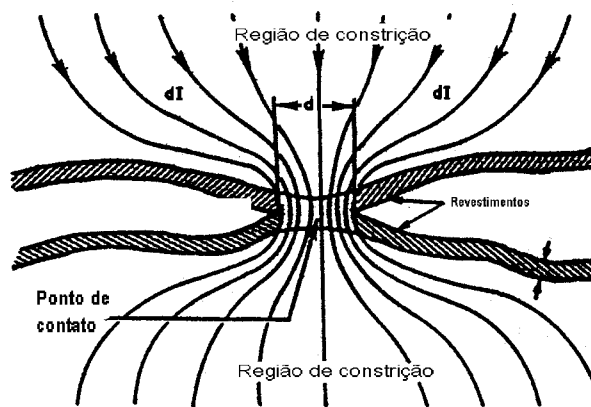


Figura 3. Esquema da formação de um *a-spot* entre superfícies revestidas [11].

Williamson [12] demonstrou que a resistência de constrição de um condutor de cobre apresentada por um simples ponto de contato é acrescida de cinco vezes se o condutor for revestido com uma camada de estanho tão fina quanto o raio do *spot* de contato.

Está claro que quanto maior for o número de *spots* de contato melhor será a distribuição de corrente no contato e, portanto, menor a resistência elétrica imposta por ele. Então, a rugosidade da superfície é de grande importância, uma vez que, uma superfície mais rugosa tem muitos “picos” tendo uma maior probabilidade de muitos contatos metal-metal. Ainda, a capacidade de uma superfície rugosa penetrar, com cargas menores, na camada de óxida superficial é muito maior do que naquelas de característica superficial mais suave.

Conseqüentemente, superfícies de contato acabadas com certa rugosidade terão menor resistência de contato elétrico do que aquelas usinadas com acabamento mais suave. Isto está representado na figura 4.

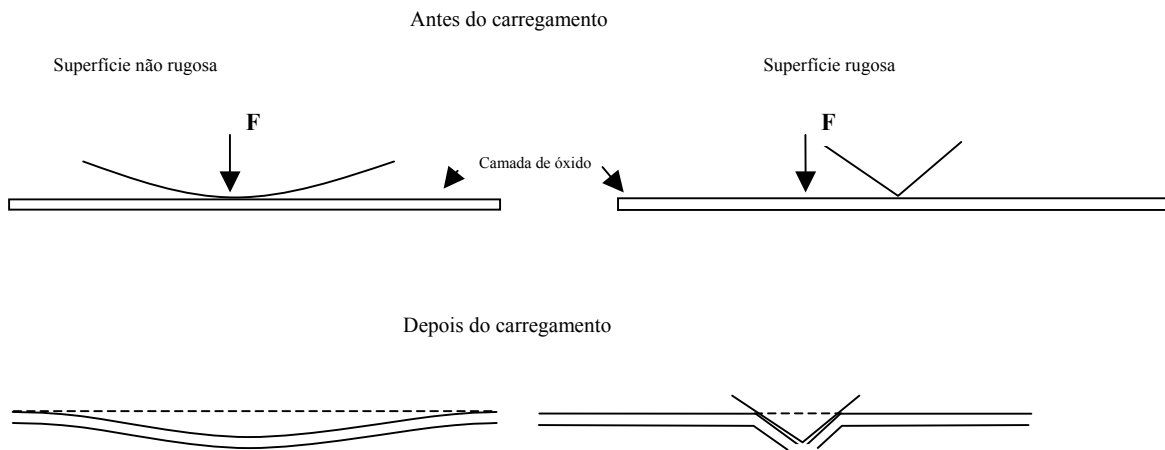


Figura 4. Esquema da formação dos *spots* em superfícies metálicas lisas e rugosas.

Quando a corrente elétrica é obrigada a fluir através dos *a-spots*, a temperatura do ponto de contato (T_c) pode ser maior do que a do corpo do conector (T_b). Então, um aumento da resistência de constrição sobre aquela resistência que existiria se o contato metal-metal fosse contínuo através de toda a área de contato pode ser expressa por:

$$R_c = R_c(0) \cdot [1 + 2/3(T_c - T_b)] \quad (6)$$

O termo $(T_c - T_b)$ é chamado de supertemperatura e está relacionado à diferença de potencial (U) através da interface de contato como segue, onde L é o número de Wiedemann-Franz Lorenz com valor igual a $2,45 \cdot 10^{-8} \text{ (V/K)}^2$.

$$T_c^2 - T_b^2 = U^2 / 4L \quad (7)$$

Um aumento da diferença de potencial pode elevar a supertemperatura consideravelmente, suficiente para produzir alterações metalúrgicas básicas como amolecimento ou até soldagem das áreas de contato.

A validade da Equação (7) foi questionada por Timsit [13] que demonstrou que esta relação só é válida para contatos com diâmetro superior a $100 \mu\text{m}$ ou não é aplicável a junções onde os *spots* são pequenos (tipicamente $50 \cdot 10^{-9} \text{m}$ em alumínio).

A incerteza em se considerar a aplicabilidade da equação (7) é explicada em termos da elevada importância do calor perdido por condução térmica através da interface da película óxida e a resistência Knudsen. Esta última é um componente adicional da resistência de contato acrescida pela dispersão dos elétrons de condução na vizinhança da constrição. Esta contribuição torna-se mais efetiva em junções onde o raio de constrição é menor que o caminho livre principal dos elétrons no meio de condução, o qual para muitos metais está em torno de $10 \cdot 10^{-9} \text{m}$.

Deve-se observar, entretanto, que embora este argumento possa ter algum impacto no caso de contatos com uma força de contato e diâmetro de *a-spots* ambos pequenos, isto não tem praticamente nenhuma significância para conectores de potência operando com altos esforços de contato e possuindo raios de constrição bem maiores.

Em uma boa conexão, a temperatura da interface é apenas levemente maior que a temperatura do conector. Entretanto, em uma conexão pobre, a supertemperatura aumenta a temperatura do conector e acelera a deterioração das áreas de contato, causando dessa maneira uma resistência maior. A deterioração é cumulativa, resultando em temperaturas cada vez mais altas até a falha do conector.

Em certas circunstâncias, como em condições de curto-circuito, a fusão das zonas de contato pode ocorrer mesmo em junções bem projetadas, resultando na formação de pontes de

metal fundido. Como ocorre mais deterioração, estas zonas fundidas se misturam em áreas maiores nas quais ocorrerão arcos elétricos e todo o conjunto da junção sobreaquece.

À primeira vista, pode parecer que a criação de zonas de contatos fundidos poderia melhorar a estabilidade da conexão. Entretanto, num resfriamento posterior, o metal se retrai e trinca devido à tensão interna que aparece na solidificação destas pontes. A oxidação destas zonas de contato adicionalmente reduz o número de caminhos elétricos possíveis de condução de corrente, resultando em um sobreaquecimento culminando com a falha mecânica da conexão.

O cenário descrito acima para a deterioração dos contatos foi questionado por Williamson [14] que argumentou que a deterioração de uma conexão não progride inexoravelmente até temperaturas cada vez mais altas. Ao contrário, a deterioração é interrompida e revertida por um fenômeno conhecido como auto-recuperação, cujo mecanismo é descrito a seguir.

Quando uma conexão se deteriora e sua área de contato metálico torna-se menor, sua supertemperatura, induzida por um aumento na densidade de corrente, eleva e intensifica a tensão mecânica da junção ou, mais precisamente, em microsoldas metálicas. Embora este aumento do esforço mecânico tenha uma tendência a tornar a conexão elétrica mais eficiente, mecanicamente a tensão acumulada irá procurar por alívio em caminhos de menos resistência, isto é, na direção axial da conexão. Se a magnitude desta tensão mecânica excede o limite elástico dos membros em contato, o material escoar. A força de contato, mantida pelo elemento elástico da conexão, irá se opor ao material com a redução da tensão de escoamento causando um crescimento da área de contato. Como resultado, a resistência de constricção e a supertemperatura irão reduzir.

Se, durante o amolecimento, o fluxo de metal não segue o processo de auto-recuperação que causa o crescimento da área de contato, irão desenvolver-se altas temperaturas, resultando na fusão da região de contato. Neste ponto, a força de contato pressionando os condutores juntos expulsará o metal fundido através das fissuras na interface de contato e, então, há um aumento na área de contato e redução da resistência de constricção. A região de contato resfria, solidificando o metal líquido e o contato se auto-recupera.

Timsit [15] observou um comportamento muito similar em contatos de alumínio em uma faixa de temperatura entre 100 e 400 °C e sugeriu que o mecanismo subjacente é a sinterização, realizada por forças capilares e controlada principalmente por interrupção de fluência.

Como resumo destas considerações elementares, fica claro que um dos mais importantes requisitos para uma boa performance do conector é que a área de contato real seja suficientemente grande de modo que mesmo inicialmente e, algum tempo depois da deterioração, ainda haja área de contato para garantir que as condições de sobreaquecimento da conexão não sejam atingidas.

A prática e diversas publicações têm demonstrado que a abrasão mecânica (escovação) é o mais simples e mais eficiente método de se obter um maior número de pontos de contato. Para prevenir a oxidação do metal exposto, a escovação deve ser feita com a ajuda de lubrificantes aplicados às superfícies de contato. Outro método que pode ser útil no aumento da área de contato é a serrilhagem das superfícies [16].

O efeito da escovação e lubrificação pode ser observado na figura 5. Claramente observa-se que a área de contato acabada com escovação tem uma resistência de contato apreciavelmente menor do que a superfície simplesmente usinada [16].

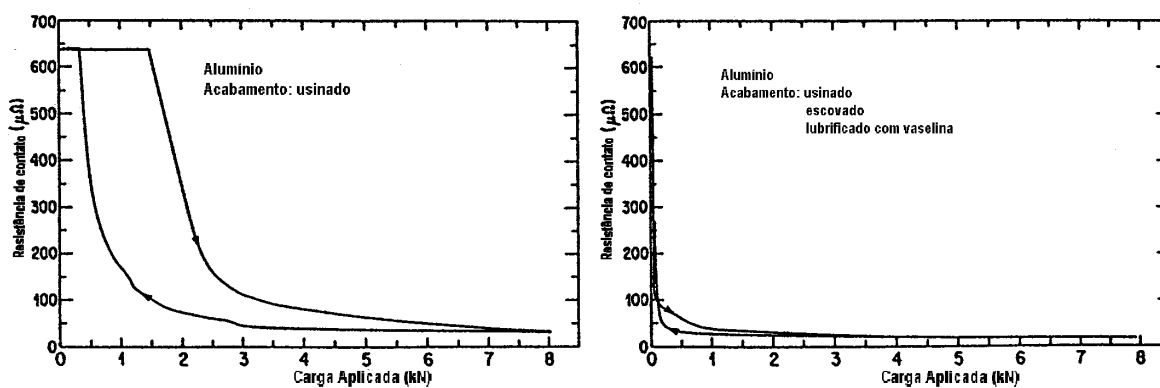


Figura 5. Efeito do carregamento e do acabamento da superfície na resistência de contato de conexões alumínio-alumínio [16].

2.1.2 Oxidação

A oxidação dos contatos metal-metal na interface de contato é considerada como o mais sério mecanismo de degradação que ocorre em conectores mecânicos. No caso de contatos de alumínio, a oxidação é geralmente considerada como mecanismo de degradação menos significativo, uma vez que o crescimento da camada óxida é autolimitado, atingindo uma espessura de aproximadamente $10 \cdot 10^{-9}$ m em um espaço de tempo muito curto. Isto é muito menor que o diâmetro de contato dos *spots* que, na maioria das vezes, é muito maior que $10 \cdot 10^{-9}$ m em superfícies rugosas.

O óxido de alumínio se forma como uma película quando uma superfície desprotegida de alumínio é exposta ao oxigênio contido na atmosfera. Esta barreira, que depende da temperatura, alcança sua espessura máxima em alguns micro-segundos. Até e além do ponto de fusão do alumínio, o óxido formado na superfície do metal permanece intacto e protetor, conferindo assim ao alumínio, grande resistência à corrosão.

O óxido de alumínio é duro, tenaz e frágil, tendo uma resistividade elétrica da ordem de $10^{24} \mu\Omega\text{cm}$. Fica evidente que a aparência mesmo brilhante e limpa de um condutor de alumínio não é garantia de se obter uma baixa resistência elétrica de contato, sem uma adequada preparação da superfície. Nos contatos elétricos onde um ou ambos os elementos em contato são de alumínio, o fluxo de corrente elétrica é restrito através das áreas onde a camada de óxido tenha sido rompida.

2.1.3 Corrosão galvânica

Em um sistema bi-metálico, a corrosão galvânica é um dos mais sérios tipos de mecanismo de degradação. Sempre que diferentes metais forem acoplados em presença de soluções contendo sais ionizados, a corrosão galvânica ocorrerá. O metal que possuir o potencial eletrolítico mais negativo é anódico e será consumido pela ação galvânica.

No caso de conexões de alumínio-cobre, o alumínio (componente anódico) dissolve-se e se deposita sobre o catodo de cobre na forma complexa de óxido de alumínio hidratado, com uma simultânea evolução do hidrogênio no catodo (cobre). O processo irá continuar pelo tempo no qual a solução eletrolítica esteja presente ou até que o alumínio seja inteiramente

consumido, mesmo que o acúmulo de produtos de corrosão possa limitar a taxa de corrosão na superfície.

A conexão de alumínio-cobre é afetada pela corrosão galvânica de duas maneiras, a saber, pela redução drástica da área de contato e pela possibilidade de redução da resistência mecânica do conector, levando este a uma fratura. Na maioria dos casos, o que ocorre, é a combinação destes dois fatores.

Os fatores que influenciam o grau ou severidade da corrosão galvânica são numerosos e complexos, mas provavelmente o fator mais importante seja a umidade. Com o intuito de limitar os efeitos da ação galvânica em ambientes corrosivos e manter uma baixa resistência de contato, várias medidas paliativas como eletrodeposição de um metal com potencial galvânico intermediário e uso de lubrificantes (compostos antióxido) têm sido empregadas.

O revestimento do alumínio ou cobre com diferentes metais é uma das práticas comerciais mais comuns utilizadas para melhorar a estabilidade e suprimir a corrosão galvânica em conexões de alumínio-cobre. Os materiais mais empregados como revestimento são estanho, prata, cobre, cádmio e níquel. Surpreendentemente, poucos estudos comparativos têm sido publicados sobre a eficiência destes revestimentos em manter os conectores de alumínio-cobre em operação ininterrupta, sob diferentes condições de serviço. Isto se deve ao fato de ser muito difícil separar os efeitos do revestimento dos efeitos associados ao projeto do conector. A maioria das informações disponíveis é de natureza empírica.

Um dos primeiros estudos comparativos sobre a eficiência de materiais para revestimentos foi efetuado por Bonwitt [5] em 1948, investigando a performance elétrica de conexões de alumínio-cobre parafusadas, nuas e revestidas, expostas à elevada temperatura e ambiente salino. Os materiais de revestimento utilizados foram cádmio, zinco e estanho aplicados a barras de cobre.

Cobre revestido com estanho eletrodepositado seguido pelo cobre nu lubrificado com composto antióxido mostrou melhor performance enquanto que, as barras galvanizadas com zinco e aquelas mergulhadas em estanho fundido apresentaram os piores resultados. Entretanto, as resistências de contato tanto da barra estanhada quanto da barra nua aumentaram após a exposição a altas temperaturas. Notou-se também que a corrosão

galvânica não foi eliminada pelo revestimento e a lubrificação dos elementos foi essencial em um ambiente salino.

Subseqüentemente, Hubbard et al. [17] avaliaram o efeito do cádmio, estanho e zinco, na performance de junções de alumínio-cobre de diferentes projetos sob condições de ciclos de corrente e em ambiente salino. Novamente a lubrificação foi citada como sendo essencial para o prolongamento da vida útil das conexões em ambientes salinos.

Bond e McGeary [18] avaliaram a eficácia dos revestimentos de cádmio, níquel, estanho, prata para manter a estabilidade de conexões de alumínio-cobre sujeitas às condições de aquecimento no ciclo de corrente e também em ambiente salino. Foi demonstrado que o revestimento de níquel obteve uma performance superior sobre os outros materiais, manifestado pela sua resistência de contato estável sob condições de serviço simuladas.

A superioridade do níquel sobre os outros materiais de revestimento foi confirmada recentemente por Jackson [19] que executou testes de ciclos de corrente em revestimentos de estanho, prata e níquel. O revestimento de níquel sobre as conexões de cobre apresentou excelente estabilidade e baixa resistência de contato inicial. A má performance dos revestimentos de estanho e prata foi atribuída ao efeito da diferente expansão térmica entre os substratos de alumínio e cobre o que promoveu progressiva perda de contato elétrico e, então, deterioração dos contatos.

A performance superior do revestimento de níquel sobre os outros revestimentos, caracterizada pelo comportamento estável da resistência de contato, foi confirmada recentemente por Braunovic [1] que efetuou uma extensa avaliação da eficácia de diferentes materiais eletrodepositados na manutenção da estabilidade das propriedades dos contatos. A avaliação foi baseada na performance de junções revestidas sob condições de ciclos de corrente e *fretting* e também, a capacidade de resistir aos efeitos adversos de ambientes salinos e de poluição industrial.

Os resultados dos testes ambientais, mostrados na figura 6 indicaram que a melhor proteção contra a influência do ambiente (salino e poluição industrial) foi oferecida pela juntas de cobre e alumínio revestidas por níquel. Isto é evidenciado pelo aumento praticamente insignificante na resistência de contato com o tempo de exposição. A lubrificação dos contatos com vaselina melhorou a proteção.

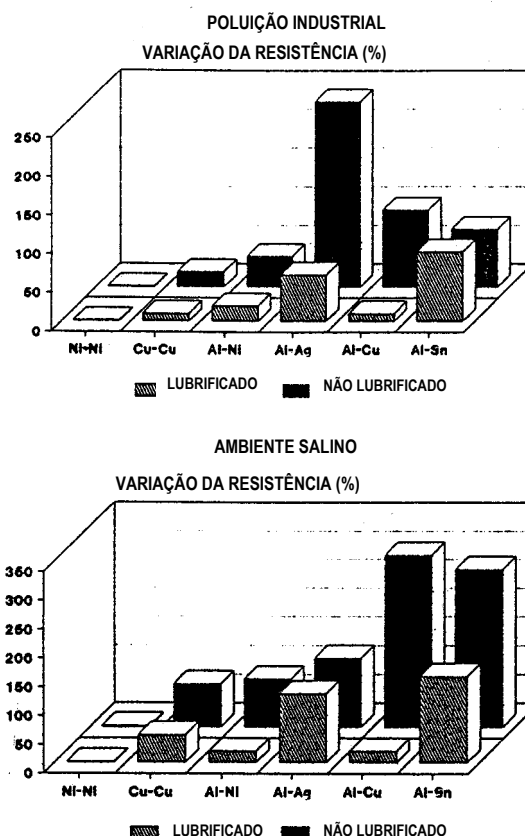


Figura 6. Efeito de ambiente salino e poluição industrial na resistência de contato de conexões de alumínio-cobre nus e galvanizados [1].

A pior proteção foi observada em junções compreendendo alumínio nu e barramentos de cobre estanhado, notada pelo aumento marcante em sua resistência de contato com o tempo de exposição. Embora a lubrificação tenha promovido alguma melhora na performance geral, estas junções permaneceram muito susceptíveis à influência do ambiente.

O revestimento por estanho foi tradicionalmente utilizado para reduzir os efeitos da corrosão galvânica e, também, porque não requer nenhuma preparação especial anterior da superfície do conjunto, melhorando a performance da junção em temperaturas mais altas.

Entretanto, existem inúmeras evidências de que o uso de estanho não é tão vantajoso quanto se pensava anteriormente, por duas razões principais. Primeiro, os contatos estanhados são muito susceptíveis ao *fretting*, o que causa severa degradação das interfaces de contato e conduz a uma inaceitável resistência de contato, instabilidade e, finalmente, a um circuito aberto. Segundo, o estanho facilmente forma fases intermetálicas com cobre mesmo

à temperatura ambiente, tornando a interface de contato muito frágil, altamente resistiva e susceptível à influência do ambiente.

A prata é um excelente condutor, mas, devido ao alto custo dos procedimentos de deposição, só é justificável em casos específicos e em ambientes isentos de contaminantes sulfurosos.

Dos dados disponíveis, o níquel aparenta ser o revestimento mais prático do ponto de vista do seu custo e significativa melhora metalúrgica e dos contatos das conexões alumínio-cobre. Ele tem fluência superior, resistência térmica e à oxidação mais altas, e, não possui tendências à formar fases intermetálicas com o alumínio. Entretanto, o níquel não protege galvanicamente o alumínio e apresenta problemas de corrosão na interface de contato quando depositado sobre o alumínio [20, 21]. Além disso, recentes estudos efetuados por Braunovic [22] mostram que o *fretting* produz uma considerável degradação das zonas de contato em contatos de alumínio revestidos por níquel. Lubrificação e cargas mais elevadas são indicadas para moderar estes efeitos adversos.

Apesar destas desvantagens, o revestimento por níquel está não obstante, tornando-se mais atrativo para aplicação em contatos utilizados em aplicações de potência.

A figura 7 mostra o efeito do ciclo de corrente na resistência de contato e temperatura em juntas de alumínio em contato com barramentos de cobre com diferentes materiais de revestimento depositados. A característica mais marcante destes resultados é que a resistência de contato medida no final do ciclo ligado (resistência à quente) foi muito alta e não podia ser relacionada com a resistência a frio pelo simples ajuste da resistência à dependência da temperatura.

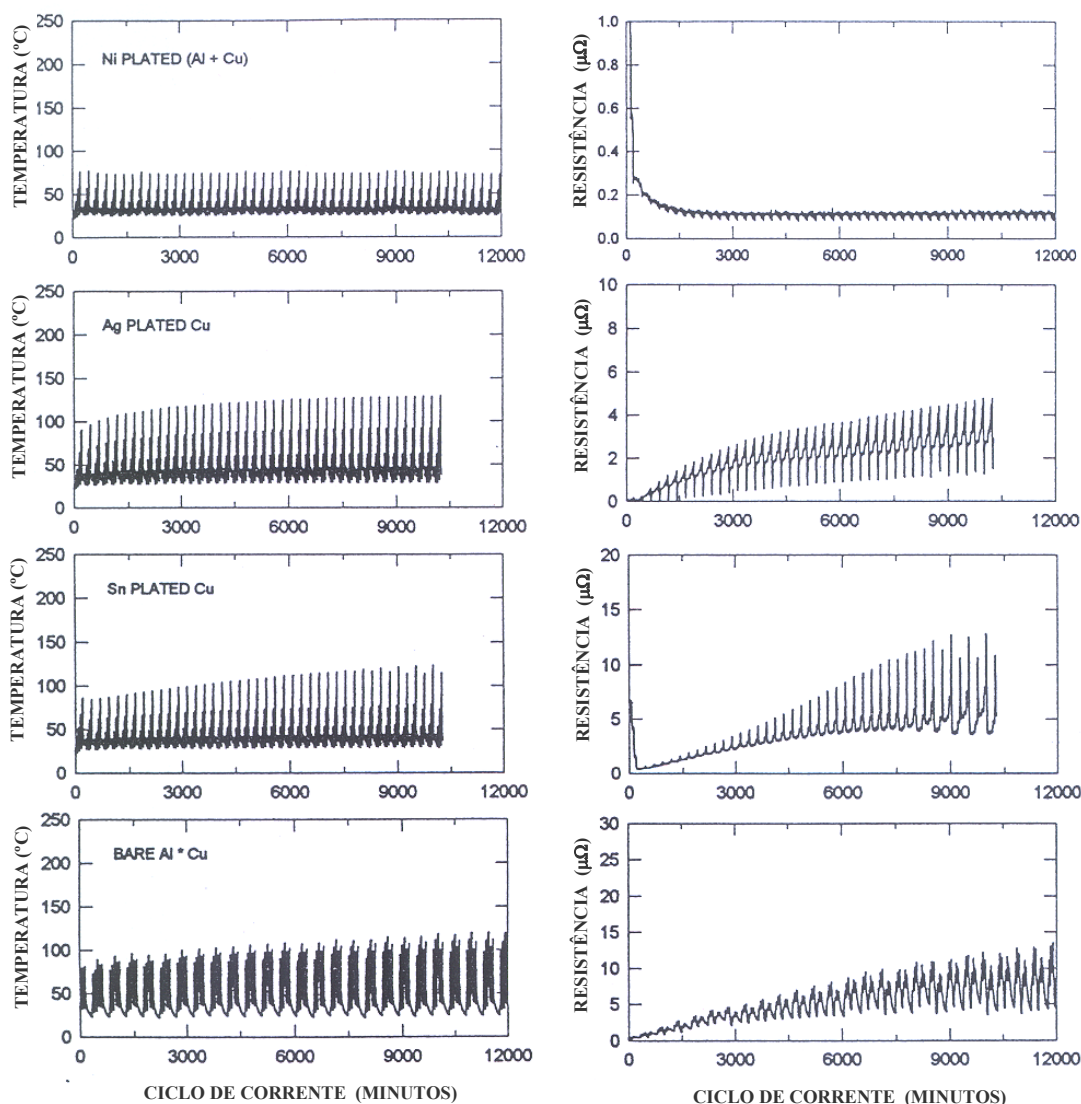


Figura 7. Efeito do ciclo de corrente na temperatura da junta e resistência de contato de barramentos de alumínio em contato com cobre revestido com diferentes materiais [22].

2.1.3 Expansão térmica

A diferença entre os coeficientes de dilatação do cobre e do alumínio é considerada outro fator relevante no mecanismo de degradação das conexões elétricas envolvendo estes materiais. A taxa de expansão do alumínio, à medida que a temperatura aumenta, é maior em relação à do cobre. Como resultado, ocorrem movimentos laterais na zona de contato e um cisalhamento entre os pontos condutores, diminuindo a área de contato, ou, ainda, ocorre uma deformação plástica na região adjacente à interface de contato. Esta perda aumenta a

resistência de contato que, por sua vez, provoca uma elevação da temperatura (efeito Joule) [1].

Em altas temperaturas, os esforços podem ser aliviados pela recuperação na matriz. No resfriamento, entretanto, as tensões térmicas se elevam novamente e promovem cisalhamento interfacial e/ou deformação plástica ocorre, uma vez que, em baixas temperaturas, haverá uma recuperação muito menor da matriz e, portanto, um alívio muito menor das tensões. Se o processo for repetitivo, uma deformação plástica considerável na zona de contato resultará num esforço térmico muito maior que o limite de escoamento do alumínio. O resultado final é um efeito cascata o qual acelera a degradação da conexão até a ruptura [1].

No caso das conexões de alumínio-cobre, uma simples estimativa da magnitude do máximo esforço elástico gerado no pico de temperatura durante o ciclo térmico pode ser calculado assumindo-se que o esforço térmico gerado no alumínio é desprezível, desde que a amostra seja plenamente recozida. No resfriamento, o alumínio e o cobre contraem-se de uma dimensão Δd dada por

$$\Delta d = \varepsilon_t \cdot \Delta T \quad (7)$$

onde ε_t é o coeficiente de expansão térmica e ΔT é a variação da temperatura.

Outro resultado da diferença da expansão térmica em uma conexão é o fenômeno de “*thermoplastic ratcheting*”. No decorrer do ciclo de aquecimento quando um conector de alumínio-cobre com cavilha de aço é utilizado, um aperto excessivo realizado entre as conexões dará origem à deformação plástica do cobre e do alumínio, que não mais recuperará a dimensão original, após o ciclo de resfriamento, causando o afrouxamento dos contatos após vários ciclos.

O efeito de *thermoplastic ratcheting* na integridade mecânica da junção parafusada, com diferentes tipos de dispositivos mecânicos de contato, sob condições de ciclos de corrente foi estudado por Braunovic [23]. Demonstrou-se que o efeito prejudicial do *thermoplastic ratcheting* resultando na forma de perda de contato na conexão pode ser consideravelmente reduzido através do uso de arruelas Belleville em combinação com grossas

arruelas planas. A pior performance foi observada em junções compreendendo o uso de arruelas de pressão em conjunto com grossas arruelas lisas.

Este efeito está ilustrado na figura 8 e mostra a comparação da perda da força de contato durante o teste de relaxação estática e a força residual de contato remanescente na junção durante os períodos de resfriamento do ciclo de corrente. A diferença entre a relaxação de tensão estática e dinâmica (ciclo de corrente) é considerada como uma medida do efeito de *thermoplastic ratcheting*. Os resultados apresentados como mudanças na força relativa de contato com o tempo, mostram que o efeito termoplástico é consideravelmente reduzido quando molas de disco e arruelas lisas grossas são utilizadas.

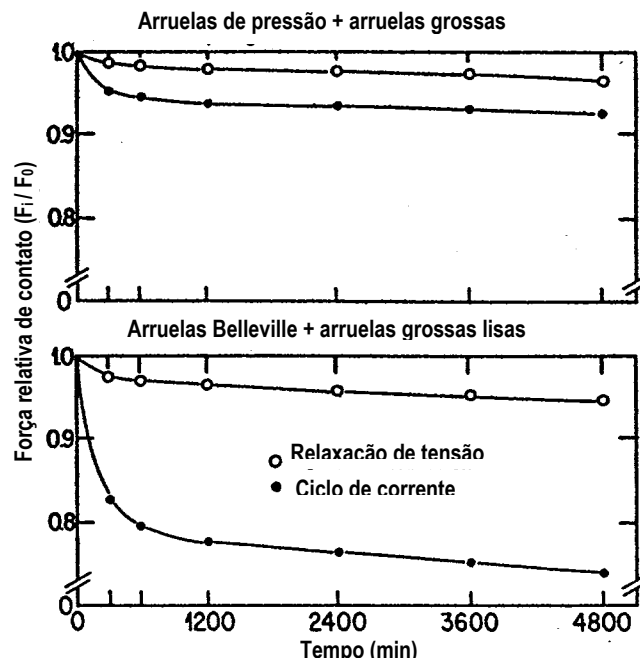


Figura 8. Efeito do *thermoplastic ratcheting* na integridade mecânica das conexões de alumínio [23].

Por outro lado, junções com arruelas de pressão e arruelas lisas grossas são fortemente afetadas pelo *thermoplastic ratcheting* que se manifesta pela substancial perda da força de contato durante o ciclo de corrente e conseqüente afrouxamento da junção. Isto resulta em aumento da resistência elétrica de contato e temperatura possivelmente até o ponto de falha.

É importante observar que o uso de arruelas de pressão e arruelas grossas lisas é uma prática comum na indústria elétrica, porém, em vista destes resultados, é obvio que esta prática não é exatamente recomendável.

Recentemente, Oberg et al. [24] demonstrou que em junções com arruelas Belleville feitas de ligas com memória (*shape memory metal* – SMA) mesmo instaladas impropriamente (baixa força de contato) não seria um problema, uma vez que o calor gerado pelo afrouxamento da junção provoca uma mudança no formato da arruela (mais arqueada) resultando em aumento da pressão de contato. O resultado final é uma junção estável com uma baixa resistência de contato.

Os SMA's são materiais que têm a capacidade de “lembrar” uma forma, mesmo depois de uma severa deformação e retornar a ela quando sujeitos a um adequado tratamento térmico. Geralmente, materiais tipo SMA's podem ser deformados plasticamente a temperaturas relativamente baixas (fase martensítica) e, expostos a uma temperatura mais alta, retornarão à forma que tinham antes da deformação (fase austenítica). Durante este processo de transformação isotrópica, como os átomos retornam às suas posições originais, uma quantidade substancial de energia é liberada. Um simples cm³ de SMA pode exercer força suficiente para mover um objeto pesando 4650 kg.

SMA's são basicamente dispositivos funcionais onde são mais importantes por aquilo que podem fazer do que por aquilo que são. As aplicações práticas dos SMA's são numerosas: eles têm sido usados com sucesso como atuadores elétricos, conectores elétricos, aplicações em robótica, acopladores mecânicos, conversão termomecânica de energia, medicina, indústria automotiva e outras áreas.

2.1.4 Desgaste por fricção – “*fretting*”

Recentemente, têm tido considerável interesse investigações a respeito do *fretting*, um problema comum, com significativa importância prática que pode afetar um grande número de equipamentos elétricos incorrendo dispendiosas reposições de componentes e rápida depreciação de equipamentos.

O processo é definido como um acelerado dano à superfície na interface entre materiais em contato sujeitos a pequenos movimentos oscilatórios [25]. Os movimentos oscilatórios citados podem ser produzidos por vibrações mecânicas, diferentes expansões térmicas dos contatos metálicos, relaxação do carregamento e, também, aquecimento das junções quando o equipamento é ligado ou desligado.

Como este movimento é de amplitude limitada, não tem efeito na limpeza dos resíduos de desgaste do revestimento e óxidos acumulados, e uma densa camada de isolamento é formada na zona de contato, levando a um acréscimo crítico na resistência de contato elétrico e, subseqüentemente, prossegue para uma abertura virtual dos circuitos. A seqüência de eventos descreve o início e espalhamento dos danos do *fretting* em contatos elétricos, como é mostrado na figura 9.

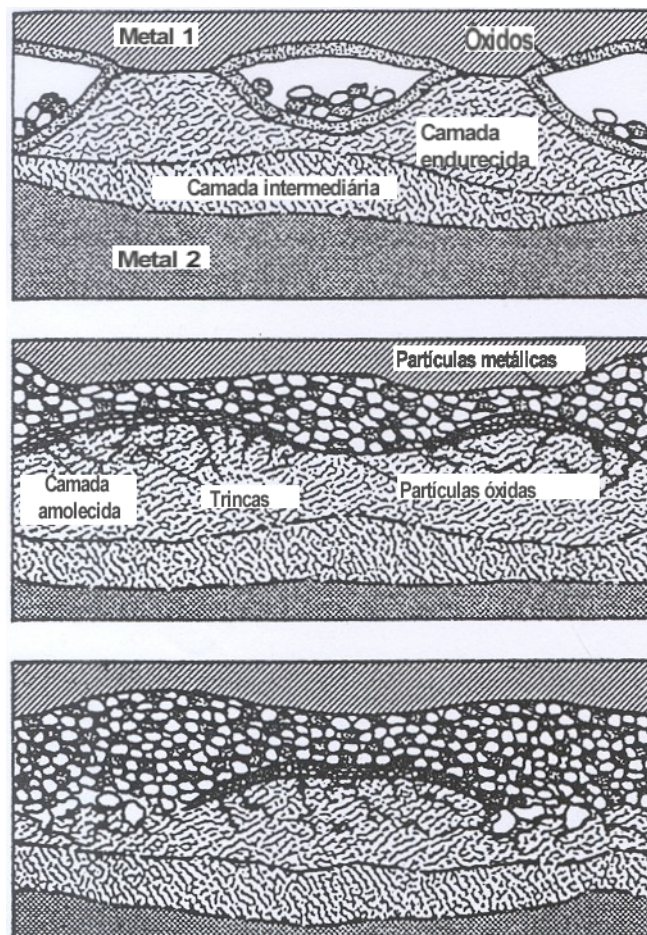


Figura 9. Esquema do início de espalhamento do fretting em contatos elétricos [25].

Embora a resistência de contato tenha sido utilizada para monitorar o desenvolvimento dos danos por *fretting* em corpos de prova de aço já em 1956, foi somente oito anos mais tarde que Fairweather et al. [26] revelaram como o *fretting* pode causar instabilidade considerável e séria degradação em relês telefônicos e chaves.

O efeito prejudicial do *fretting*, entretanto, não foi amplamente reconhecido como um sério fator de degradação de conexões elétricas até 1974, quando Bock e Whitley [27] demonstraram claramente a sua importância. Desde então, estudos sistemáticos de conexões eletrônicas [28, 29] e automotivas [30, 31] e relatórios de falhas em serviço [32, 33] estabeleceram que o *fretting* é um dos principais mecanismos de deterioração em contatos secos.

O fenômeno parece ser inerente a todos os contatos e materiais condutores como ouro, prata, estanho, cobre, níquel e alumínio [33, 34]. Uma revisão detalhada do *fretting* em conexões elétricas foi efetuada por Antler [35, 36], enquanto Mallucci [37, 38] e Bryant [39] realizaram modelos detalhados para determinar o comportamento da resistência elétrica de contato sob condições de *fretting*.

No caso de conectores de potência, entretanto, poucas informações publicadas sobre falhas devido ao *fretting* são avaliadas, por duas razões principais. Primeiro é a falta geral de consciência do *fretting* como um efeito dos conectores de potência. Isto não é uma surpresa, uma vez que o *fretting* é um processo relacionado ao tempo causando um efeito apreciável somente após um longo período de tempo como um resultado do acúmulo de restos de desgaste e óxidos na zona de contato. Segundo, os efeitos do *fretting*, particularmente nos primeiros estágios, não são prontamente reconhecíveis porque, falhas em conectores de potência, são normalmente associadas com a destruição da zona de contato pela formação de arcos e fusão. Isto torna a identificação dos produtos do *fretting*, chamados de resíduos de desgaste e óxidos acumulados na interface entre membros de contato, muito difícil. O *fretting* tem sido estudado em conectores elétricos de potência com contatos revestidos com estanho como as conexões tipo *bus-stub* e disjuntores [40, 41].

O efeito do *fretting* é de considerável importância para conectores de potência envolvendo alumínio. Isto porque contatos secos de alumínio são mais susceptíveis aos danos do *fretting* desde que partículas de óxidos duros de alumínio facilmente desgastam os contatos metálicos. Isto, em contrapartida, iniciará a oxidação dos materiais expostos e o aumento da

resistência elétrica por resíduos de *fretting* na superfície de contato. Como a resistência de contato aumenta a uma taxa muito elevada, ocorrerá um grande aumento da temperatura na interface de contato, acelerando a deterioração da conexão.

Exemplos dos efeitos nocivos do *fretting* na resistência elétrica de contato de condutores de alumínio em contato com diferentes materiais são mostrados na figura 10.

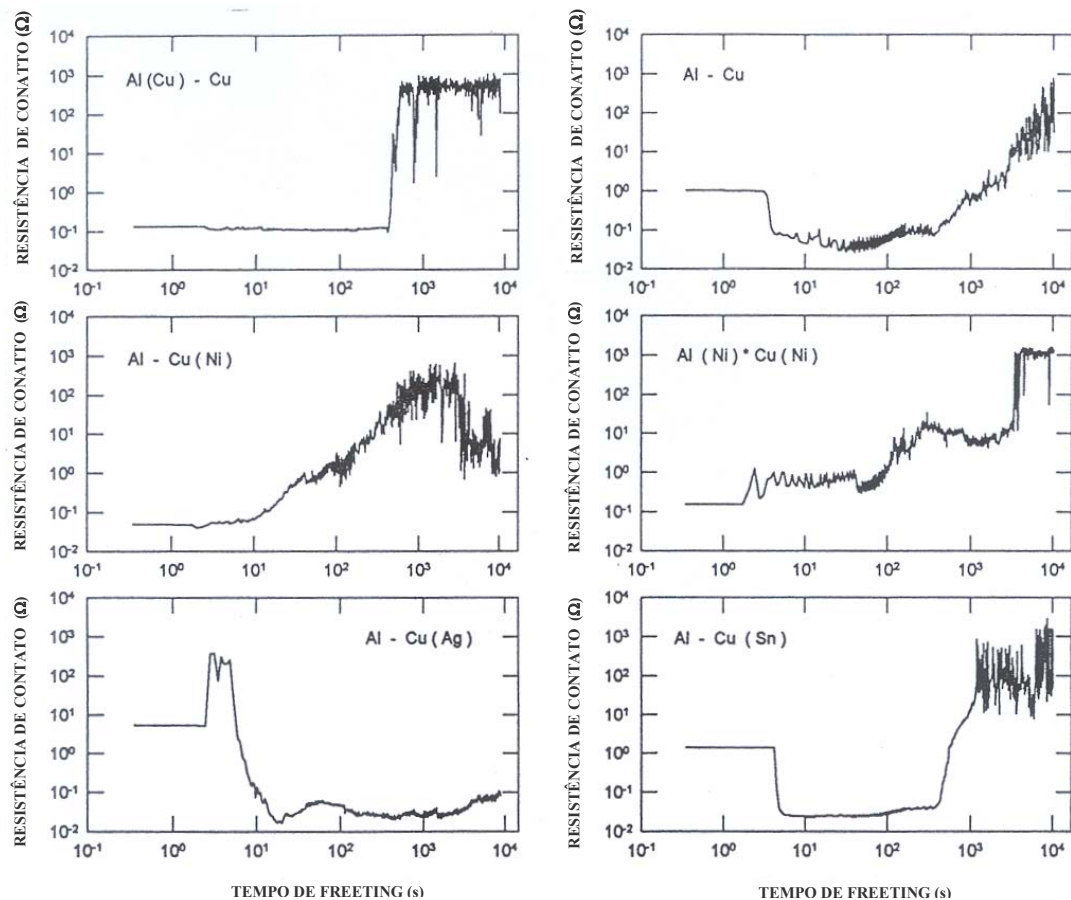


Figura 10. Exemplos do efeito do fretting na resistência de contato de um condutor de alumínio com diferentes materiais de contato [41].

2.1.5 Formação de compostos intermetálicos

Recentemente, ligações bimetálicas, particularmente, alumínio-cobre estão sendo utilizadas de maneira crescente em uma variedade de aplicações elétricas. Tais junções, unidas por atrito, por pressão, por laminadores, por *flash weld*, por explosão e por difusão são

caracterizadas por juntas de serviço com interfaces relativamente estáveis e formações intermetálicas desprezíveis. Entretanto, em serviço, freqüentemente correntes de surto na rede podem gerar condições favoráveis para a ocorrência de difusão e, então, nucleação e crescimento de compostos intermetálicos próximos ou na interface inicial. Isto pode danificar seriamente a estabilidade elétrica e a integridade mecânica de juntas bimetálicas uma vez que as fases intermetálicas têm resistência elétrica muito mais alta e menor resistência mecânica.

Investigações mais recentes [42] das uniões por laminadores, por prensagem a quente e por “*flash weld*”, em junções de alumínio-cobre mostram que as propriedades mecânicas e elétricas são afetadas dramaticamente pela formação e crescimento de intermetálicos na interface destas junções. Demonstra-se que quando a largura das fases intermetálicas excedem 2 μm , a junta alumínio-cobre rapidamente perde sua integridade mecânica. Nesta espessura, a interface entre os dois metais em contato torna-se frágil, tornando-se mais porosa e mais susceptível aos efeitos adversos do ambiente devido à geração de numerosas fissuras na camada de interdifusão.

O efeito da corrente elétrica na formação e no crescimento das fases intermetálicas requer mais atenção uma vez que, as conexões elétricas estão permanentemente sob o efeito da corrente. Um complexo processo estrutural ocorre na interface de contato durante a ação da corrente elétrica, em consequência de como o modo e a cinética da formação dos intermetálicos é significativamente alterado.

2.1.6 Relaxação de tensão e fluência

O fenômeno de fluência ocorre quando o alumínio é submetido a uma força externa constante, por um determinado período de tempo. A taxa de fluência depende da tensão e da temperatura e é maior para o alumínio do que para o cobre. A relaxação de tensão é, ao mesmo tempo, dependente da temperatura e da tensão, mas, ao contrário da fluência, não é acompanhado de alterações nas dimensões. Isto é evidenciado pela redução na pressão de contato da junção, resultando em aumento da resistência de contato elétrico, possivelmente até o ponto de falha [43].

Inúmeras evidências indicam que propriedades mecânicas como fluência [44, 45] e relaxação de tensão [46] podem ser significativamente afetadas pela ação da corrente elétrica. Esta dita eletroplasticidade se manifesta por um aumento crítico na ductilidade do material. Acredita-se que o efeito é resultado da interação entre elétrons e lacunas. Entretanto, alguma controvérsia ainda persiste a respeito da exata natureza desta interação.

Braunovic [47] demonstrou que a taxa de tensão de relaxação dos condutores de alumínio à temperatura ambiente e sob a influencia de uma corrente cíclica aplicada é virtualmente a mesma que a de um condutor sujeito à relaxação de tensão em altos esforços iniciais e temperaturas.

2.1.7 Lubrificação – compostos antióxidos

Recentemente, vários lubrificantes têm sido extensivamente utilizados para garantir conexões confiáveis entre elementos condutores de corrente elétrica fabricados em alumínio. O principal objetivo destes lubrificantes é manter uma elevada área metálica de contato e, desta maneira, reduzir a resistência elétrica. Devem ainda proteger a zona de contato dos efeitos adversos do ambiente.

Como já foi dito, a manutenção de um bom contato metal-metal é essencial para estabelecer uma passagem de corrente ininterrupta através da interface de contato. Entretanto, este contato nem sempre pode ser mantido devido aos efeitos adversos de dois processos, a oxidação e o *fretting* [48].

Embora exista um considerável número de lubrificantes para conectores e condutores de alumínio disponíveis no mercado, são poucas as publicações com informações relevantes a respeito de sua performance e propriedades sob diferentes condições. Grande parte da informação disponível é de natureza empírica.

Geralmente os lubrificantes para condutores e conectores de alumínio são fabricados na forma de “geléias” ou graxas contendo uma base, espessante, inibidor de oxidação e aditivos. A base atua como veículo de outras substâncias e protege a zona de contato dos efeitos dos contaminantes do ambiente. Parafínicos e óleos naturais ou sintéticos são as principais bases utilizadas. A função principal do espessante é estabilizar o lubrificante pelo

aumento da sua consistência e também, prevenir que ele escoe sob a ação da temperatura e da gravidade. Sabão de cálcio e argila de betonita são os espessantes mais freqüentemente utilizados, embora outros compostos também possam ser empregados.

O propósito do inibidor de oxidação é auto-explicativo, porém, sua eficiência em inibir a oxidação do alumínio é limitada. A principal função dos aditivos como as partículas metálicas, areia, alumina em pó é quebrar ou romper a camada óxida e auxiliar no estabelecimento de caminhos para a passagem de corrente elétrica entre as superfícies em contato. Embora isto possa ser válido para o caso de conectores de compressão para cabos torcidos, grandes cuidados devem ser tomados quando se utilizam alguns compostos em conectores planos, como as conexões parafusadas.

Estudos realizados [48] demonstraram que neste tipo de conexão, operando em elevadas temperaturas, os aditivos podem ter efeitos prejudiciais na performance dos contatos. Isto devido ao fato de alguns compostos se decomporem em altas temperaturas, deixando partículas com alta resistência elétrica entre os contatos, aumentando consideravelmente a resistência de contato entre os conectores, levando possivelmente a um sobreaquecimento e falha da conexão.

Os compostos lubrificantes comumente utilizados para conexões alumínio-alumínio e alumínio-cobre foram avaliados [18, 49, 50] com base no seu efeito sobre a performance e estabilidade de conexões parafusadas sobre condições de ciclos de corrente, tendência de expansão, estabilidade à degradação térmica e capacidade de proteger os contatos contra os efeitos do *fretting*.

Demonstrou-se que existe uma diferença significativa entre os efeitos exercidos por alguns compostos na estabilidade e performance das junções. Esta diferença manifesta-se em forma de alta resistência de contato e rápido sobreaquecimento da conexão durante as condições do ciclo de corrente. Exemplos do efeito da lubrificação em conexões parafusadas de alumínio-cobre são demonstrados na figura 11.

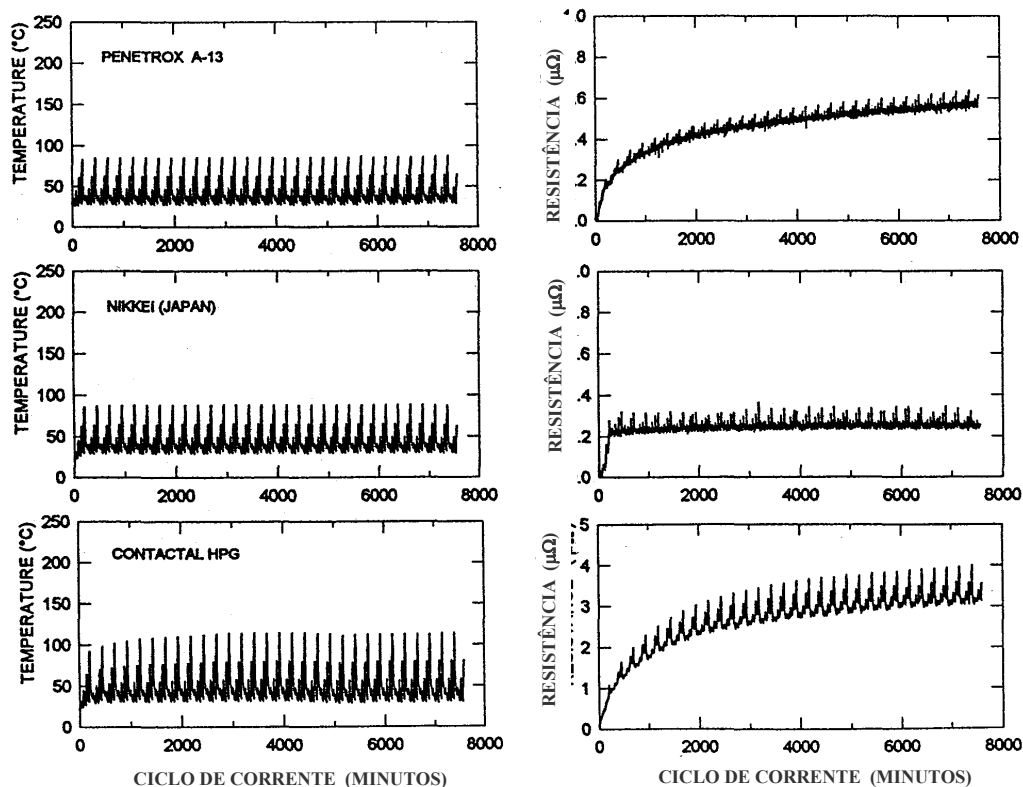


Figura 11. Exemplos do efeito dos lubrificantes sobre a temperatura e a resistência de contato em conexões parafusadas alumínio-cobre sob condições de ciclo de corrente [50].

2.2 Atuais testes de ciclos de corrente

O projeto de testes acelerados é uma tarefa complexa e requer grande conhecimento dos mecanismos de funcionamento e mecanismos de falha das conexões elétricas. A complexidade dos testes acelerados provém do fato que ainda são muitas as questões não respondidas sobre os fenômenos de contato, o que pode levar a conclusões imprecisas [1].

Os testes-padrão utilizados para avaliação de conexões elétricas são ANSI C119.4 e CSA C57, ambos baseados num ciclo de corrente que gera elevação de temperatura de 100 °C no conector em teste. O número de ciclos de corrente pode variar entre 125 e 500. Em ambos, o critério de performance está baseado nas medidas de resistência elétrica do conector e temperatura. Em razão disso, uma conexão será considerada eletricamente estável se, entre o vigésimo quinto ciclo até o final dos ciclos do teste, a resistência medida no final do ciclo de resfriamento (resistência a frio) não aumente mais que 25% (ANSI) ou 10% (CSA) e se a

diferença de temperatura entre o condutor de controle e o conector não seja maior que 10 °C (ANSI) ou 20 °C (CSA).

Do ponto de vista da performance do conector, estes testes estabelecem total confiabilidade e repetibilidade de resultados na capacidade do condutor em conduzir corrente. Entretanto, estes testes possuem algumas deficiências. Eles são demorados, caros e não reproduzem satisfatoriamente as severas condições encontradas no serviço em campo, uma vez que, os mecanismos responsáveis pela deterioração do conector em laboratório sob condições aceleradas podem diferir daqueles causados por falhas em campo. Além disso, a prática tem demonstrado que a maioria dos conectores testados, dentro dos requisitos impostos por estes testes, acaba falhando quando postos para operar nas condições de campo.

Talvez, a maior desvantagem destes ensaios esteja no fato de que eles ignoram o efeito da temperatura na interface de contato a qual, de acordo com a teoria de contatos elétricos, afeta significativamente a resistência elétrica do conector, até o limite estável de operação da conexão.

Estudos recentes [1] indicam que a medição da resistência de contato de um conector no estado frio, como determina o padrão ANSI, é afetada pelo ciclo de corrente e, por essa razão, os resultados são falhos na determinação da performance do conector. Por outro lado, medições contínuas da resistência de contato durante o ciclo de aquecimento fornecem uma indicação muito melhor do estado de deterioração da interface condutor/conector, a qual, em última instância, determina a performance geral da conexão. Por essa razão é muito importante medir a resistência de contato continuamente, tanto no fim do ciclo ligado (resistência a quente) quanto no ciclo desligado (resistência a frio).

O uso de correntes substancialmente mais altas do que aquelas sob as quais os conectores operam normalmente é permitido uma vez que, correntes de surto na rede não são incomuns o que, em contrapartida, pode aumentar a carga de corrente até níveis elevados, criando assim condições necessárias para a acelerada degradação dos conectores.

2.3 Novo teste acelerado de ciclo de corrente

Para contornar os problemas e avaliar a performance dos conectores de alumínio sob diferentes condições de operação, um novo teste, radicalmente diferente dos atuais, foi desenvolvido.

O teste é baseado em aquecimento e resfriamento cíclico de um conector por uma corrente muitas vezes mais alta do que as usuais e medições contínuas da resistência de contato e temperatura. Um ciclo consiste em aquecer rapidamente (2 – 20min) um conector a 130 °C por uma corrente elevada, seguida de um resfriamento à temperatura ambiente durante os próximos 24 – 40min. Este ciclo é repetido três vezes seguido de um prolongado resfriamento pelos próximos 90 minutos. Depois de um ciclo completo, isto é, três aquecimentos mais um resfriamento prolongado, o procedimento inteiro é repetido. Para evitar o sobreaquecimento do condutor e ao mesmo tempo permitir que ele alcance o mesmo regime de temperatura, condutores curtos soldados a largos equalizadores são utilizados. Isso permite que a temperatura dos conectores e condutores seja mantida no mesmo nível [1].

A importância do contínuo monitoramento da resistência de contato na avaliação da performance do conector sob condições de ciclo de corrente foi claramente demonstrada na figura 7. Fica claro que a resistência de contato à frio, como requerido pelos modelos atuais, é marginalmente afetada pelo ciclo de corrente.

Por outro lado, a resistência à quente, medida ao final do ciclo de aquecimento dá uma melhor indicação do estado de deterioração alcançado pela junção e, conseqüentemente, sua performance.

2.4 Processo de revestimento por aspersão térmica

A aspersão térmica consiste de um grupo de processos nos quais partículas finamente divididas de matérias para revestimentos, metálicos ou não metálicos, são depositadas sobre um substrato devidamente preparado, na condição fundida ou semi-fundida, para formar um revestimento superficial. O calor necessário para a operação é gerado no bico da tocha de aspersão e pode vir da queima de um gás combustível ou da geração de um arco elétrico ou plasma. As partículas são aceleradas desde o bico das tochas por um gás comprimido,

confinadas num feixe, e dirigidas ao substrato. Ao se chocarem, as partículas se achatam e formam finas panquecas, que se deformam e se aderem à superfície rugosa do substrato e entre si. Com a continuidade do processo, as partículas se resfriam, formando um revestimento com estrutura lamelar.

Os processos de aspersão térmica são especializados e têm larga utilização, tanto na fabricação quanto na manutenção. A natureza dos processos é sinérgica, isto é, o número de componentes e variáveis envolvidos é grande e, quando adequadamente escolhidos em conjunto e devidamente aplicados, produzem um efeito muito maior do que quando considerados individualmente. Ainda, cada componente ou variável deve ser entendido, para permitir sua escolha e operação adequada, em cada processo particular.

As variações básicas nos processos de aspersão térmica se referem ao material a ser aplicado, ao método de aquecimento, ao método de aceleração das partículas em direção ao substrato e o meio de transferência das partículas desde a tocha até o substrato.

Os materiais podem ser fornecidos na forma de vareta, arame (sólido e tubular), tubo de plástico contínuo e pó. Metais, óxidos, compostos intermetálicos, cermetes, plásticos orgânicos e alguns vidros podem ser depositados por uma ou mais variações de processos.

Os processos de aspersão térmica podem ser classificados em dois grupos básicos, dependendo da fonte de calor usada, como mostrado na tabela 2.

Tabela 2. Processos de aspersão térmica [51].

Grupo 1	Grupo 2
Combustão	Elétrico
Chama	Plasma
Detonação	Arco

O sucesso no uso de revestimentos aspergidos termicamente depende basicamente de sua aplicação cuidadosa, segundo procedimentos bem estabelecidos. Qualquer desvio destes procedimentos leva, em geral, a resultados não confiáveis. Os revestimentos termicamente aspergidos apresentam três aspectos básicos: o substrato, a aderência e coesão do revestimento e a estrutura deste.

Os substratos sobre os quais os revestimentos termicamente aspergidos podem ser aplicados incluem metais, óxidos cerâmicos, vidros, a maioria dos plásticos e madeiras. Nem todos os materiais para aspersão podem ser aplicados a qualquer tipo de substrato. Uma preparação adequada deste é necessária antes da aspersão propriamente dita, independentemente do processo a ser usado. Essa preparação é essencialmente a mesma para cada processo a ser usado e consiste em duas etapas básicas: limpeza da superfície para eliminar contaminantes e obtenção de rugosidades para aumentar a área superficial efetiva e com isso melhorar a aderência.

A ligação ou adesão entre o revestimento e o substrato pode ser mecânica, química e/ou metalúrgica e é influenciada por diversos fatores, tais como: material do revestimento, condição do substrato, rugosidade, limpeza e temperatura da superfície a ser revestida, antes e durante o processo e velocidade de impacto das partículas no substrato.

A estrutura e a composição química do depósito aspergido em ar (figura 2) é diferente do material no estado original. Estas diferenças são devidas à reação com gases na fonte de calor e durante a transferência (atmosfera em contato com o material enquanto líquido). Por exemplo, quando o ar em contato com a fonte de calor, oxigênio pode formar parte da atmosfera de transferência, portanto, óxidos podem ser formados e se incorporam ao revestimento. Revestimentos metálicos tendem a ser porosos e frágeis, com uma dureza diferente do material original. A estrutura dos revestimentos na condição como aspergidos é similar quanto à natureza lamelar, mas pode exibir diferentes características em função do processo, dos parâmetros, da técnica e do material usados. A densidade do depósito varia com a temperatura da fonte de calor usada, conforme demonstra a tabela 3 e com a velocidade das partículas no impacto [51].

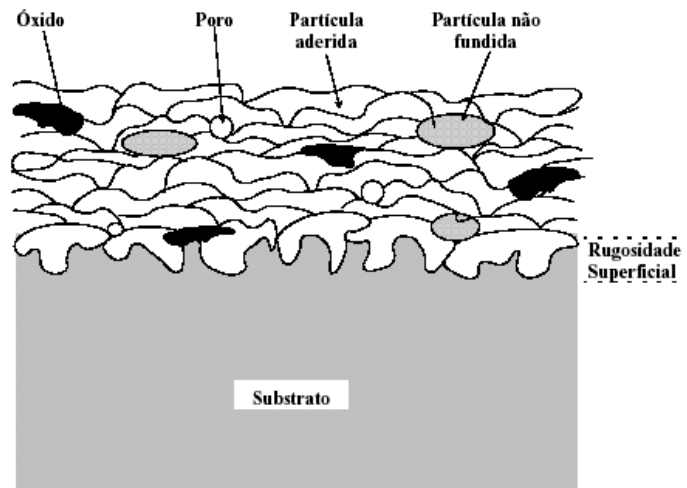


Figura 12. Desenho esquemático da seção transversal típica de um revestimento aspergido termicamente [51].

Tabela 3. Temperatura das fontes de calor [51].

Fonte	Temperatura °C
Propano + oxigênio	2640
Gás natural + oxigênio	2735
Hidrogênio + oxigênio	2690
Acetileno + oxigênio	3100
Arco elétrico	> 2200
Plasma	>8000

2.4.1 Processos por combustão

O processo na atualidade segue o equipamento desenvolvido por Schoop [51]; os cortes dos bicos das pistolas destacam-se as variantes com consumível na forma de pó ou arame. A mistura dos gases no bico da pistola produz a combustão, que permite apenas fundir o material e não é utilizada para transferir as partículas contra o substrato. Para isso se utiliza normalmente jato de ar comprimido que atomiza o metal fundido e o projeta até o substrato.

Quando é utilizado material de aporte na forma de pó, este é alimentado para a pistola geralmente por gravidade, onde as partículas contem mínima velocidade no momento do encontro com a chama que as funde, no instante, o jato de ar comprimido as projeta contra o

substrato. Normalmente, as velocidades de transferência são baixas, portanto, a aderência do material depositado é fraca. Logo, as aplicações mais recomendadas resumem-se à utilização dos materiais chamados auto-fluxantes (principalmente as ligas a base de Ni). Estas ligas, após serem depositadas, são aquecidas com auxílio de maçaricos ou fornos para fundir a camada depositada e atingir a densificação e aderência desejada [51].

Quando é utilizado arame, este é alimentado de forma contínua (concêntrica) até o bico de combustão por uma turbina movida geralmente a ar comprimido, as velocidades de transferência das partículas fundidas são maiores, permitindo ao ar comprimido transferi-las com maior velocidade (maior energia cinética) até o substrato. Esta energia é aumentada pelo ar comprimido de duas maneiras:

- distribuem os gases combustíveis ao redor do arame para uma fusão uniforme e,
- asseguram o tempo suficiente de permanência do arame na chama para uma fusão eficiente, mesmo utilizando-se velocidades do ar comprimido elevadas.

As principais variáveis que devem de ser reguladas no processo FS são: pressão e fluxo de ar comprimido, utilizado para transferir as partículas da fonte de calor até o substrato e para fornecer à turbina a pressão suficiente para alimentar com arame o bico da pistola e, o fluxo de acetileno e oxigênio para formar e manter a chama (neutra) que permite a fusão do material [51].

2.4.1.1 Arames e varetas

O equipamento usado para aplicação de arames e varetas é similar, como observado na figura 13. A seção transversal típica de uma tocha utilizada para aspersão com estes processos é mostrada na figura 14.

O material a ser aspergido é inserido por roletes alimentadores na parte posterior da tocha. Estes podem ser tracionados por um motor elétrico ou pneumático, ou, por uma turbina a ar. O material é alimentado através de um bocal, onde é fundido por uma chama de gás combustível, concêntrica a este.

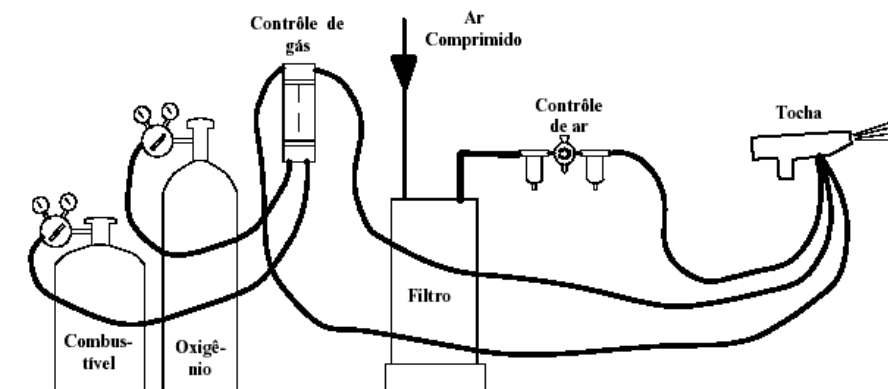


Figura 13. Instalação de equipamento por combustão [51].

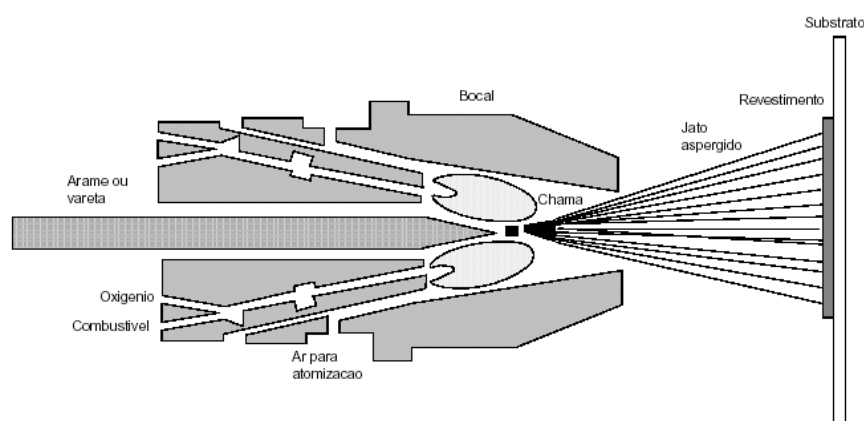


Figura 14. Seção transversal de uma tocha para aspersão por chama (esquemática) [51].

Os gases combustíveis usados juntamente com o oxigênio foram mostrados na tabela 3. O acetileno é o mais largamente utilizado por sua maior temperatura de chama. Entretanto, em certos casos, temperaturas mais baixas são usadas com vantagens econômicas. A chama é utilizada apenas para fundir o material. Para se obter aspersão um jato de gás, em geral ar comprimido, é usado para pulverizar o material e acelerar as partículas em direção ao substrato. Em aplicações especiais, um gás inerte pode ser usado [51].

Os roletes de alimentação devem ser escolhidos e apropriados à forma de material a ser alimentado, isto é, se arame, vareta ou cordão.

2.4.1.2 Pó

Tochas para aspersão a chama com pó são mais leves e compactas que as tochas para outros processos. Devido às menores temperaturas e velocidades alcançadas pelas partículas, os revestimentos obtidos têm, em geral, menor resistência adesiva ao substrato, menor resistência coesiva entre as lamelas e maior porosidade, quando comparados com os depositados por outros processos de aspersão térmica.

O material a ser aspergido pode ser um metal puro, uma liga metálica, um compósito, um carboneto, um cerâmico, um cermet ou combinação destes. O processo é geralmente usado para aplicação de ligas metálicas auto-fluxadas, que devem ser fundidas após a aspersão. Estes materiais contêm boro e silício que servem como agentes fluxantes e minimizam a oxidação [51]. Sua fusão e/ou ligação metalúrgica a um substrato metálico é obtida aquecendo-se o revestimento até sua temperatura de fusão que, em geral, é inferior a 1040 °C e pode ser feita com o uso de qualquer fonte de calor, como uma chama, uma bobina de indução ou um forno. Um arco elétrico também pode ser usado, mas com certo cuidado, para evita ou minimizar a fusão do substrato.

O pó para aspersão é armazenado num recipiente que pode ser parte integrante da tocha ou ser acoplado a ela. Uma pequena quantidade de gás é desviada para arrastar o pó até o jato da mistura oxigênio/combustível em chama, quando ele é fundido e acelerado em direção ao substrato. Um corte transversal de uma tocha típica para aspersão de pó por chama é mostrado na figura 15.

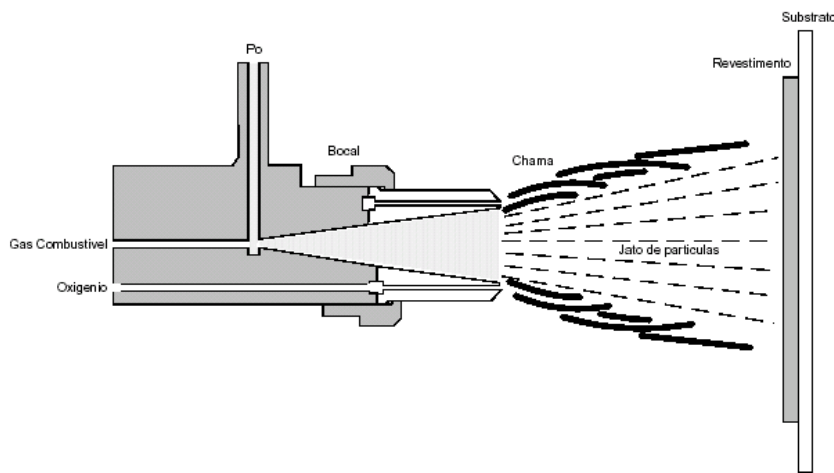


Figura 15. Corte transversal de uma tocha para aspersão térmica de pó a chama (esquemático) [51].

Variações do processo de aspersão térmica de pó a chama incluem: gás comprimido para alimentação do pó na chama, jatos adicionais de ar comprimido para acelerar as partículas fundidas, alimentador remoto de pó com arraste de pó para a tocha por tubo pressurizado com gás inerte e dispositivo para aceleração a alta velocidade à pressão atmosférica. Esses refinamentos tendem aumentar a taxa de alimentação de pó e, às vezes, a velocidade das partículas fundidas, que aumentam a resistência adesiva e a densidade do revestimento aspergido [51].

Revestimentos fundidos pós-aspersão são densos e relativamente isentos de porosidade. A composição da liga pode levar a revestimentos com níveis de dureza Rockwell C superiores a 50. A espessura destes revestimentos é limitada àquelas faixas que podem ser aquecidas até a temperatura de fusão sem descamação. O uso de ligas auto-fluxantes é limitado a aplicações em que os efeitos da fusão e de distorção podem ser tolerados. Revestimentos mais espessos de metais dissimilares podem ser aplicados em passes múltiplos. A superfície que vai receber o segundo revestimento deve ser limpa de todos os resíduos de óxido após cada etapa de fusão [51].

Em todos os processos de aspersão térmica, a taxa de alimentação de pó afeta a estrutura e a eficiência de deposição do revestimento. Se o material não é aquecido adequadamente, a eficiência de deposição cai rapidamente e o revestimento conterá partículas não fundidas retidas. Se a taxa de alimentação de pó for muito baixa, uma certa quantidade de pó pode se volatilizar, resultando em deterioração do revestimento e elevação dos custos. Os alimentadores de pó são compostos por um recipiente em um sistema de medição que regula a taxa de alimentação de material no dispositivo transportador de gás [51].

Na sequência algumas informações de outros processos de aspersão térmica de utilização industrial.

- Processo a chama de alta velocidade - HVOF (High Velocity Oxi-Fuel).

Este processo é mais moderno que os anteriores, o calor gerado na combustão utiliza uma mistura de oxigênio com gases combustíveis (propileno, propano ou querosene), a chama atinge temperaturas na faixa entre 2700 e 3100 °C.

As camadas de Al (pó) depositadas por este processo se caracterizam por manter a forma original das partículas (levemente deformadas) quando depositadas no substrato, até o

momento é o processo que permite obter a maior aderência e a menor porosidade. Sendo que os poros ficam concentrados entre as partículas maiores e entre as que rompem pelo impacto no substrato.

- Detonação

A tocha de detonação é diferente de outros equipamentos de aspersão por combustão. Ela utiliza a energia de explosões de uma mistura oxigênio-acetileno, ao invés de uma chama estacionária, para impulsionar o pó até a superfície do substrato. O depósito resultante é extremamente duro, denso, fortemente ligado ao substrato.

Uma tocha de detonação consiste basicamente de um tubo comprido, no qual são introduzidos uma mistura de gás combustível, oxigênio e pó. Quando é feita a ignição da mistura, uma onda de choque controlada aquece e acelera as partículas de pó, cuja velocidade de saída é de 760 m/s aproximadamente. Após cada injeção de mistura, uma certa quantidade de nitrogênio é introduzida no tubo para purga deste. Ocorrem várias detonações por segundo, gerando um ruído da ordem de 150 dB, sendo muitas vezes utilizadas instalações especiais, com isolamento acústico para estas operações [51].

Dentro do tubo, temperaturas superiores a 3300 °C são atingidas, enquanto a temperatura do substrato deve ser mantida abaixo dos 150 °C, usando-se dispositivos de resfriamento, se for o caso.

A espessura dos revestimentos geralmente situa-se entre 0,05 e 0,5 mm. A operação é normalmente mecanizada e, às vezes, remotamente controlada. Excelente acabamento pode ser obtido, devido à baixa porosidade do revestimento.

- Arco elétrico

No processo de aspersão a arco elétrico, dois arames eletrodos consumíveis são alimentados de forma a se encontrar em um ponto à frente de um jato de gás, que serve para atomização. Uma diferença de potencial de 18 a 40V é estabelecida entre os arames, produzindo um arco elétrico que funde a ponta destes [51]. O jato de gás atomizante (geralmente ar comprimido) destaca os materiais fundidos, produzindo um jato de gotículas fundidas que é dirigido ao substrato.

O equipamento básico para este processo consiste de uma fonte de corrente contínua do tipo tensão constante, alimentadores de arame com velocidade constante, tocha de aspersão e um sistema de fornecimento de gás comprimido controlável. Os arames utilizados são, em geral, de grande diâmetro, da ordem de 5mm. Este processo experimentou um avanço recente com o desenvolvimento de arames tubulares com enchimento de pós metálicos [51].

A temperatura do arco é consideravelmente maior que o ponto de fusão do material aspergido, de modo que algum superaquecimento ou volatilização pode ocorrer, particularmente na aplicação de zinco e alumínio. A alta temperatura das partículas pode produzir zonas de reação química ou difusão de ambas, após o impacto com o substrato. Estas interações são similares a pequenas soldas a ponto e conferem excelente resistência adesão e coesão ao revestimento. Este processo apresenta taxas de deposição mais altas que os outros processos de aspersão. Os fatores que influenciam esta taxa são a corrente e a velocidade de alimentação de arame, que dependem do equipamento utilizado [51].

O comprimento do arco e o tamanho das gotículas tendem a aumentar com a elevação da diferença de potencial entre os arames. Esta deve ser mantida em valores mínimos, compatíveis com a estabilidade do arco, para se obter revestimentos densos e de melhor acabamento.

- Plasma de arco plasma não transferido

O desenvolvimento de turbinas e motores de foguete tem exigido bom desempenho de materiais de engenharia em condições cada vez mais severas. Para satisfazer estas exigências, óxidos e carbonetos têm sido considerados, devendo ser aplicados por processos de aspersão térmica de altas temperaturas.

O processo plasma tem atendido esta necessidade e levou ao desenvolvimento de uma nova família de materiais e técnicas de aplicação para uma ampla faixa de aplicações industriais. Na aspersão a plasma, o material é aplicado a partir de um pó. Aplicação a partir de arames tem sido desenvolvida mais recentemente [51]. Neste processo, um gás ou mistura de gases passa através de um arco elétrico estabelecido entre um catodo de tungstênio e um anodo de cobre dotado de um orifício, estando ambos alinhados coaxialmente. Em sua passagem, o gás é aquecido, gerando o plasma.

O pó é alimentado no plasma, fundido e acelerado em direção ao substrato por um jato de alta velocidade. A energia, a temperatura e a velocidade do jato de plasma são controladas pelo tipo de bocal constritor, intensidade da corrente elétrica, composição e vazão do gás de plasma. Em geral, nitrogênio ou argônio é usado como gás de plasma, podendo conter adições de hidrogênio ou hélio para aumentar sua potência e velocidade [51].

O equipamento básico para aspersão a plasma, mostrado na figura 9, consiste de uma fonte de corrente contínua constante, alimentador de pó, fonte de gás e um sistema de controle, que permite ajustar os parâmetros de operação (corrente, vazões de gás, fluxo de água para refrigeração) e faz a sincronia de todo o sistema.

A tabela 4 apresenta uma comparação entre as principais características dos diversos processos de aspersão térmica.

Tabela 4 - Comparação de características de processos de aspersão térmica [52].

Característica	Vazão de gases (m ³ /h)	Temperatura média (°C)	Atmosfera em torno da gotícula	Velocidade de impacto (m/s)	Aderência relativa (1 a 10)	Coesão interlamelar	Teor de óxidos (%)	Custo relativo (1 a 10)	Taxa de deposição máxima (kg/h)	Potência (kW)	Energia para fusão (kW/kg)
Processo											
Chama (Pó)	11	2200	CO, CO ₂ , H ₂ O	30	3	Baixa	6	3	7	25-75	11-22
Chama (Arame)	71	2800	N ₂ , CO, CO ₂ , H ₂ O	180	4	Média	4	3	9	50-100	11-22
Arco (Arame)	71	5500	N ₂ , O ₂	240	6	Alta	0,5-3	1	16	4-6	0,2-0,4
Plasma	4,2	5500	N ₂ , Ar, H ₂ , O ₂	240	6	Alta	0,5-1	5	5	30-80	13-22
Detonação	11	3900	N ₂ , CO, CO ₂ , H ₂ O	910	8	Muito Alta	0,1	10	1	100-270	220
HVOF	28- 57	3100	N ₂ , CO, CO ₂ , H ₂ O	610-1060	8	Muito Alta	0,2	5	14	100-270	22-200
Plasma de alta energia	17-28	8300	N ₂ , Ar, H ₂ , O ₂	240-1220	8	Muito Alta	0,1	4	23	100-250	9-13
Plasma a vácuo	8,4	8300	Ar, He	240-610	9	Muito Alta	ppm	10	10	50-100	11-22

2.5 Principais características e propriedades dos revestimentos depositados por AT.

Os revestimentos depositados pelos processos de aspersão apresentam diferentes propriedades e ciclos de vida variados, segundo o processo de AT e do procedimento de aplicação utilizado. Na sequência comenta-se as principais propriedades dos revestimentos depositados por aspersão térmica.

2.5.1 Aderência

A resistência mecânica de um revestimento efetuado por AT depende da aderência entre a camada e o substrato, bem como da coesão entre as partículas depositadas. Na análise da aderência do revestimento normalmente considera três mecanismos, de acordo com a natureza das forças atuantes: ancoramento mecânico, químico-metalúrgico e físico. A aderência é, pois, uma combinação destes três mecanismos. Quando do impacto das partículas aquecidas e aceleradas contra o substrato, essas se achatam numa forma lenticular, resfriam-se rapidamente e ancoram mecanicamente nas irregularidades da superfície, como mostra o esquema da figura 16.

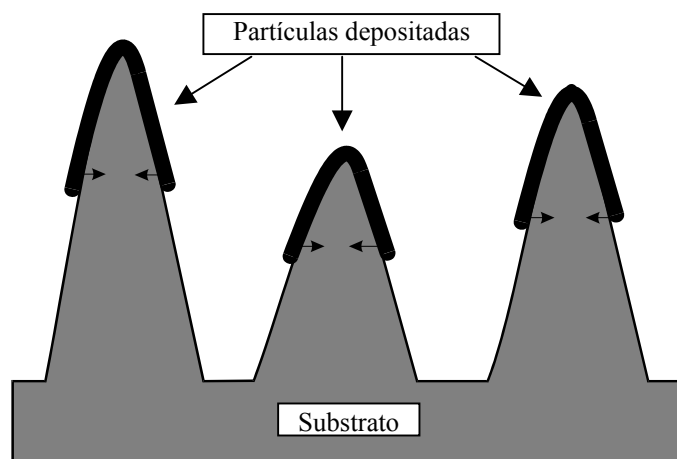


Figura 16. Esquema do ancoramento mecânico da panqueca na superfície rugosa do substrato.

Por outro lado, em função da natureza do material, se metálico ou cerâmico e do calor transferido pela partícula para o substrato, pode ocorrer um maior ou menor grau de micro-soldagem, podendo haver fusão localizada, difusão atômica com formação de soluções sólidas

e inclusive compostos intermetálicos, caracterizando o mecanismo de aderência químico-metalúrgico.

O terceiro mecanismo considerado secundário é o de aderência físico: são ligações fracas que contribuem para a atração interatômica do material, chamadas forças de Van der Waals, onde o componente mais importante de ligação entre as moléculas pode ser atribuído às interações entre dipolos elétricos.

Sob a ótica da tecnologia do processo, a problemática da aderência, entre a camada e o substrato, pode ser analisada a partir dos fatores principais que dela participam: o material de aporte, o gás de transporte e a preparação da superfície do substrato, os quais estão adicionalmente interligados pelo processo de AT e seus parâmetros [53].

2.5.2 Material de aporte e gás de transporte

O material de aporte participa em primeiro lugar através de suas propriedades físico-químicas, ou seja, sua maior ou menor tendência à oxidação e ou reação com o nitrogênio formando outros compostos. O oxigênio, normalmente gás de transporte presente no ar utilizado, atua decisivamente na fase de transferência da partícula. Com a oxidação das gotas de metal líquido-fundidas, por meio do oxigênio do ar, forma-se um filme de óxido, relacionado com uma liberação da energia de reação que se produz durante a formação da camada de óxido [53].

No caso da presença de nitrogênio é possível a formação de nitretos, sendo que dependendo do material a ser depositado podem se formar nitretos e fragilizar o revestimento.

Para evitar a oxidação do material de aporte, seria favorável utilizar, como gás de transporte, gases inertes, o que não é uma prática comum por razões de seu elevado custo. Esta alternativa não é recomendável quando a utilização do alumínio como revestimento contra a corrosão, principalmente porque a formação do óxido de alumínio fornece melhor resistência contra a corrosão marinha. No caso da presença do nitrogênio, este pode ser favorável si na composição do material a ser depositado conter boro, o que facilitaria a formação de nitretos de boro.

2.6 Preparação da superfície para AT

Com vistas ao preparo da superfície, para garantir a aderência adequada dos revestimentos ao substrato deve-se ativar a superfície, para permitir que as partículas projetadas no momento do impacto fiquem totalmente aderidas e livres de impurezas residuais. Esta ativação da superfície consta de três etapas:

- Limpeza (tipo Sa2; Sa2,5; Sa3 [54], obtida por processos químicos, térmicos ou mecânicos);
- Rugosidade da superfície (obtida pelos processos de jateamento abrasivo ou mecânico);
- Preaquecimento (atingido por chama externa ou chama da própria pistola de aspersão).

Somente destacaremos a utilização do preaquecimento, a formação de óxidos e a porosidade, dado que existe bastante informação sobre a importância da limpeza e a obtenção da rugosidade para garantir adequada aderência dos revestimentos ao substrato.

O preaquecimento do substrato tem como objetivo proporcionar a queima e volatilização de graxas, óleos e umidade retidos junto à superfície do metal.

As temperaturas recomendadas para melhorar a limpeza do substrato estão na faixa de 120 °C. As temperaturas dependem ainda, quanto às tensões térmicas residuais, da natureza dos materiais da camada e do substrato e de suas propriedades físicas (condutividade térmica, dilatação).

O preaquecimento favorece a redução das tensões internas, que por sua vez influencia na aderência e coesão da camada. Quando as partículas se chocam com o substrato há um resfriamento muito rápido, acompanhado da contração do material depositado. O substrato por sua vez dilata-se (por estar frio) ao absorver a energia de impacto (cinética) contida nas partículas, além daquela transferida pela chama ou plasma da pistola de aspersão. Em função disso ocorrem tensões contrárias na interface substrato-camada, que podem ser reduzidas e melhor distribuídas através do preaquecimento.

2.7 Formação de óxidos

A formação de óxidos está relacionada com a atmosfera pela qual são transferidas e depositadas as partículas fundidas ou superaquecidas no bico das pistolas de cada processo de AT. As principais fontes de oxidação são (figura 17):

Identificam-se as fontes/zonas contidas na figura 16 como sendo: 1- fonte de calor (arco elétrico), 2- o gás de transporte 3 - o ar do meio ambiente que envolve a zona de transferência e 4 - ao ar do meio ambiente após deslocamento da pistola.

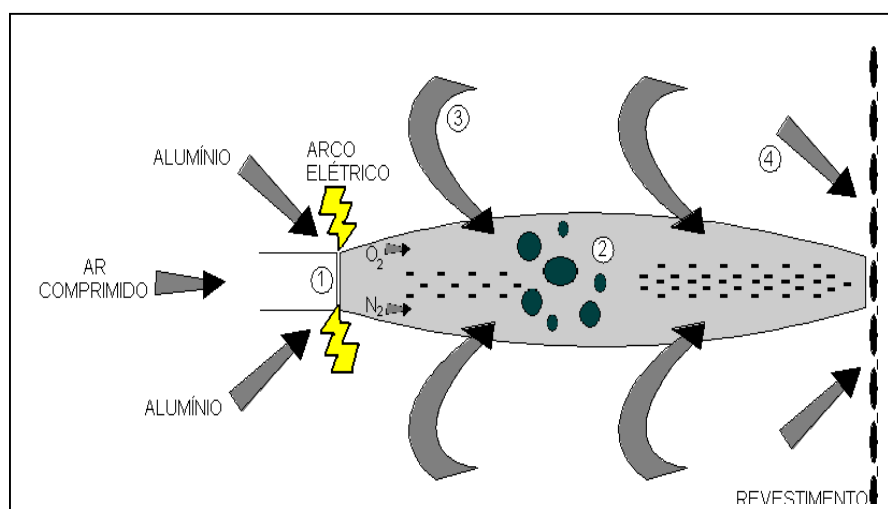


Figura 17. Esquema das fontes de oxidação na AT [53].

Na tabela 5 são apresentados os teores médios das medições em revestimentos de alumínio depositados pelos processos de aspersão térmica a chama FS e HVOF e ASP.

Tabela 5. Teor de óxidos nas camadas de Al [53].

Condição de aspersão térmica	Teor de óxido de Al (camada ~ 300 μm)
Processo a chama FS	1.3 %
Processo Arco ASP	6.8 %
Processo a chama HVOF	7.7 %

Os resultados para os processos FS e ASP ficam dentro dos dados fornecidos pela literatura especializada. Porém o teor de óxido correspondente ao processo HVOF ficou acima dos valores publicados para diferentes revestimentos.

O baixo teor de óxidos do processo FS é explicado observando que nos gases da região de transferência (N_2 - CO_2 - CO - H_2O não há oxigênio livre para a oxidação das partículas fundidas, restando só a oxidação quando a camada fica exposta ao ar do meio ambiente (mecanismo de oxidação 4 –figura 29)).

No caso do processo ASP o elevado teor de óxidos (6,8%) é justificado pela oxidação que se produz no bico da pistola e na zona de transferência até o substrato, somado à oxidação ao ar do meio ambiente. Neste processo atuam os mecanismos 1 e 3 de oxidação, sendo o mecanismo 1 o mais importante porque permite que a camada fique com filmes óxidos entre as panquecas.

2.8 Porosidade

A porosidade consiste em cavidades isoladas e de poros interconectados. É importante ressaltar que, através da aspersão térmica, obtêm-se revestimentos com porosidade variável, normalmente considerada inerente a estes processos. Ela afeta diretamente propriedades físicas como condutividade elétrica e térmica, diminui a coesão das camadas e sua aderência ao substrato. Além disso, a porosidade contínua e interconectada ao substrato, é indesejável em revestimentos que visam a proteção contra a corrosão.

A formação de revestimentos contendo porosidade está relacionada com os parâmetros de cada processo de AT, tais como: temperatura da chama ou arco elétrico, gás de transporte, velocidade das partículas, distância pistola/substrato e qualidade do substrato a ser revestido.

Com base na tabela 6 passa-se a analisar a influência da porosidade e óxidos para o caso de camadas de Al depositadas pelos processos de aspersão a chama FS (pó e arame), HVOF (pó) e ASP (aramé).

Tabela 6. Parâmetros característicos dos processos de AT [55].

Processo → Parâmetros ↓	FS [pó]	FS [arame]	ASP [arame]
Temperatura Chama/Arco [°C]	2200-3200	2800 -3200	4000-6000
Veloc. Transferência [m/s]	30 - 150	100 - 250	100 - 250
Atmosfera da Chama/Arco	CO - CO ₂ - H ₂ O	N ₂ - CO CO ₂ - H ₂ O	N ₂ - O ₂
Teor de Óxidos [%]	0,4 - 10		2,5 - 15
Porosidade [%]	5 - 15		3 - 15
Aderência [MPa]	4 - 20		10 a 36

2.9 Ligas de alumínio-silício

As ligas do sistema Al-Si, também consideradas não tratáveis termicamente, são muito mais utilizadas como ligas de fundição (série 4XXX), ou seja, para a fabricação de peças fundidas, como por exemplo, pistões para motores de automóveis e aviões, mas também encontram algumas aplicações como produtos trabalhados, como metais de adição para soldagem (caso da liga 4043), principalmente, embora também possam ser usados para a fabricação de pistões forjados e também em algumas aplicações arquitetônicas [56, 57]. A figura 18 apresenta o diagrama de equilíbrio do sistema alumínio-silício.

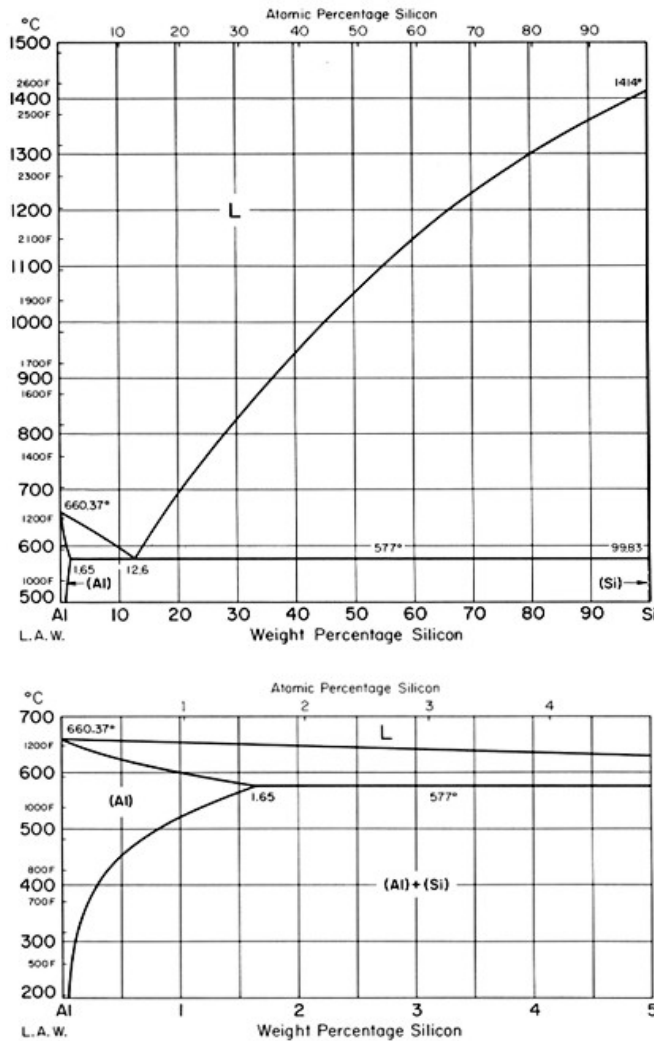


Figura 18. Diagrama de equilíbrio sistema Al-Si [56].

O amplo uso das ligas Al-Si em aplicações nas quais a qualidade da estrutura resultante da solidificação é tão importante (fundição e soldagem) está relacionado com as características que o seu principal elemento de liga, o silício, confere às ligas de alumínio. Nestas ligas o silício é usado em teores de até 12 ou 13 % e aumenta a fluidez do alumínio líquido permitindo que o mesmo flua melhor através das cavidades do molde de fundição, permitindo a obtenção de produtos com formatos mais complexos. Também propicia a redução da contração durante o resfriamento, reduz a porosidade nas peças fundidas, reduz o coeficiente de expansão térmica e melhora a soldabilidade. Em teores mais elevados dificulta a usinagem. Ao ser combinado com o magnésio torna a liga tratável termicamente. Deve estar preferencialmente presente sob a forma de cristais arredondados e dispersos na liga de alumínio, o que pode ser obtido pelo tratamento de "modificação" (figura 19), que consiste na

adição de um pequeno teor de sódio às ligas Al-Si, alterando a microestrutura da liga favoravelmente sob o ponto de vista das propriedades mecânicas, já que a microestrutura de placas angulares de silício provocaria concentração de tensões, prejudicando as propriedades mecânicas da mesma [54]. O tratamento consiste na adição de sódio ao metal líquido provocando uma fina dispersão das partículas de silício, com conseqüente alteração das propriedades mecânicas. Esta adição de sódio desloca a composição do eutético para temperaturas menores (577 °C para 564 °C, após a adição de Na) e composições maiores. A melhor ductilidade das ligas modificadas é conseqüência da forma e do tamanho dos grãos de silício, que passam de placas angulares com arestas capazes de concentrar tensões, para grãos finos e arredondados.

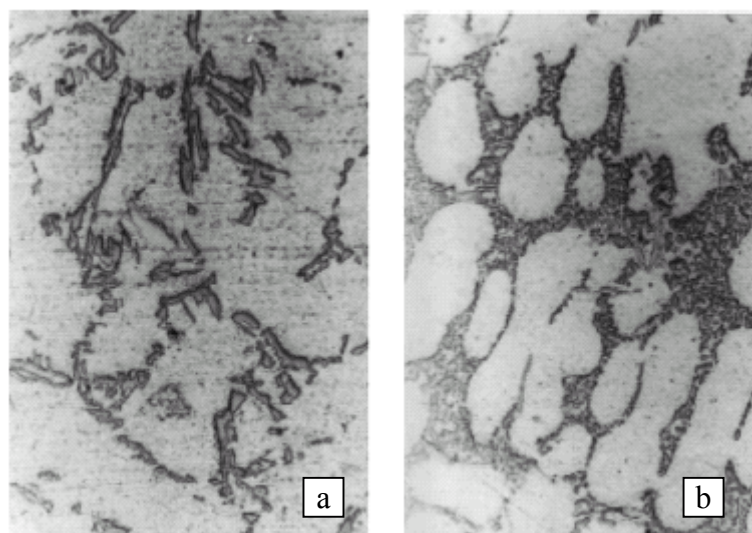


Figura 19. Microestrutura de uma liga de alumínio-silício. (a) Sem tratamento de modificação e (b) com tratamento de modificação [57].

O tratamento térmico (recozimento) permite o coalescimento e a esferoidização do silício. A dureza das partículas de silício promove o aumento da resistência ao desgaste destas ligas. O sistema Al-Si, com solubilidade sólida limitada em ambas as extremidades, forma um eutético simples à temperatura de 580 °C para um teor de 12,5 % de silício [56].

O ferro, normalmente presente nas ligas de alumínio como impureza, se estiver presente em teores elevados (acima de 1,5 %), pode levar à formação de partículas grosseiras de fase AlFeSi , prejudicando as propriedades mecânicas desses materiais [56, 57]. Entretanto, em teores mais baixos o ferro minimiza a tendência da liga Al-Si soldar-se ao molde metálico

na fundição em molde permanente (coquilhas e outros tipos) [57]. As duas fases ternárias AlFeSi que podem estar em equilíbrio com o alumínio são a fase alfa ($\text{Al}_8\text{Fe}_2\text{Si}$) e beta (Al_5FeSi). Outras fases, menos comuns, são a delta (Al_4FeSi), que aparece em ligas de alto teor de silício, e a gama (Al_3FeSi), que se forma em ligas com alto teor de ferro e de silício. A fase a aparece geralmente sob a forma de "escrita chinesa" ("*Chinese script*") ou como partículas arredondadas muito pequenas, sendo mais favorável às propriedades mecânicas no último caso. A fase b surge como plaquetas ou agulhas finas e compridas, sendo em geral mais nocivas às propriedades mecânicas das ligas de alumínio. Estas fases também podem surgir em outros tipos de liga de alumínio, desde que os teores de ferro e silício não sejam muito baixos. Como a maioria das ligas comerciais é produzida em condições de não equilíbrio termodinâmico, é freqüente o aparecimento de outras fases intermetálicas como Al_6Fe , Al_3Fe , Al_6FeSi e Al_4FeSi_2 . O tratamento térmico, ao proporcionar a difusão dos átomos, permite modificar a forma dessas partículas, o que inviabiliza sua identificação através da morfologia somente [56].

O cobre também pode ser adicionado às ligas do sistema Al-Si, dando origem ao subgrupo Al-Si-Cu [55]. Sua principal virtude, como nas ligas Al-Cu, é aumentar a resistência mecânica da liga, tanto antes como após tratamento térmico. Sendo assim, o cobre torna as ligas Al-Si-Cu tratáveis termicamente, ou seja, passíveis de endurecimento mediante tratamento térmico de envelhecimento (endurecimento por precipitação). O cobre é adicionado em teores entre 3 e 11 %, que permitem que este elemento esteja total ou parcialmente solúvel no alumínio em temperaturas logo abaixo do ponto de fusão. Do ponto de vista do processo de fundição, favorece a diminuição da contração interna durante o resfriamento e a melhoria da usinabilidade das peças fundidas. Entretanto, ao contrário do silício, o cobre acarreta fragilidade a quente e menor fluidez, além de reduzir a resistência à corrosão [54]. A fragilidade a quente é maior no limite de solubilidade sólida, quando a quantidade de eutético na liga é mínima. No sistema Al-Si-Cu não se formam fases ternárias, as fases em equilíbrio são Al_2Cu e silício. Numa liga de alumínio a presença de um segundo elemento de liga normalmente reduz a solubilidade sólida do primeiro e vice-versa. A solidificação em condições de não equilíbrio praticamente não altera as características de cada fase presente na liga [56].

O magnésio, ao ser adicionado às ligas Al-Si, torna as mesmas termicamente tratáveis, devido à formação da fase Mg_2Si , que é a responsável pelo endurecimento das ligas Al-Mg-Si

(série 6XXX). Entretanto, no caso das ligas Al-Si o teor de magnésio não poder ser muito elevado a ponto de dificultar a fundição, devido à formação da borra (oxidação excessiva do banho). Por outro lado, o magnésio melhora a resistência à corrosão e a usinabilidade [54].

O titânio é adicionado em pequenos teores (de 0,05 a 0,20 %) como refinador de grão, tendo como consequência o aumento da resistência à tração e da ductilidade, reduzindo, porém a condutividade térmica [56].

O boro é empregado em teores ainda mais baixos (até 0,01%), juntamente com o titânio, tem por efeito reforçar o efeito deste e torná-lo mais duradouro em caso de refusões [54].

Outros elementos podem ser adicionados de modo complementar para a obtenção de efeitos específicos. É o caso do ferro, manganês, cromo, níquel e zinco. O ferro, por exemplo, é adicionado para reduzir a contração, mas também ajuda a refinar o grão e favorece a extração das peças fundidas ao molde, diminuindo o agarramento. Entretanto, seu teor deve ser controlado, geralmente entre 0,15 a 1,2 %, pois acima desta faixa causa sérios prejuízos às propriedades mecânicas [56].

O manganês age como refinador de grão e permite reduzir a contração durante o resfriamento/solidificação, além de proporcionar melhoria na resistência à tração em alta temperatura. Entretanto, seu teor não pode ser muito elevado, já que nesse caso, juntamente com o ferro, leva à formação de partículas grosseiras que causam perda de ductilidade [56].

O cromo é utilizado como refinador de grão, ao ser adicionado juntamente com o titânio. Também é usado para diminuir a incidência de trincas resultantes de tensões e de corrosão sob tensão, além de proporcionar aumento de resistência mecânica em temperaturas elevadas [54].

O níquel permite melhorar a estabilidade dimensional e a resistência mecânica em temperaturas elevadas sendo, portanto, muito usado na fabricação de pistões para motores. Entretanto, um teor de níquel da ordem de 5 % causa elevada contração. Sendo assim, comercialmente utiliza-se o níquel em teores que vão de 0,5 a 3 % [56].

O zinco, especialmente quando adicionado conjuntamente com o magnésio, resulta em maior resistência ao impacto, alta resistência à tração e ótima ductilidade. Em ligas que

contêm cobre pequenos teores de zinco proporcionam melhor usinabilidade. Contudo, altos teores de zinco apresentam inconvenientes tais como a fragilidade a quente elevada contração.

As tabelas 7 e 8 apresentam a composição química e as propriedades mecânicas de algumas ligas Al-Si com muito usadas na fabricação de peças fundidas [56].

Tabela 7 - Composição química nominal de algumas ligas Al-Si fundidas (% em massa).

Liga	Si	Fe	Cu	Mg	Zn	Al
413.0	12	2,0 máx.	1,0 máx.	0,10 máx.	-	Bal.
A 413.0	12	1,3 máx.	1,0 máx.	0,10 máx.	-	Bal.
443.0	5,25	0,8 máx..	0,6 máx.	0,05 máx.	0,50 máx.	Bal.
A 443.0	5,25	0,8 máx.	0,30 máx.	0,05 máx.	0,50 máx.	Bal.
B 443.0	5,25	0,8 máx.	0,15 máx.	0,05 máx.	0,35 máx.	Bal.
C 443.0	5,25	2,0 máx.	0,6 máx.	0,10 máx.	0,50 máx.	Bal.
444.0	7,0	0,6 máx.	0,25 máx.	0,10 máx.	0,35 máx.	Bal.
A 444.0	7,0	0,20 máx.	0,10 máx.	0,05 máx.	0,10 máx.	Bal.

Tabela 8 - Propriedades mecânicas de duas ligas Al-Si fundidas em molde de areia.

Liga	Têmpera	Resistência à tração (MPa)	Resistência ao escoamento (MPa)	Alongamento (%)	Dureza Brinell
443.0	F	131	55	8,0	40
A 444.0	F	145	62	9,0	-
A 444.0	T4	159	62	12,0	-

3. OBJETIVOS

Este trabalho tem como objetivo estudar a viabilidade de revestir conectores elétricos de alta tensão, fabricados em liga alumínio fundido, com revestimentos de cobre, bronze-alumínio e níquel-alumínio, depositados por aspersão térmica a chama oxiacetilênica. Para tanto, os seguintes temas serão estudados:

- Determinar os procedimentos de deposição do cobre e das ligas de bronze-alumínio e níquel-alumínio na aspersão térmica;
- Estudar o efeito do aquecimento da ciclagem térmica nas superfícies revestidas;
- Estudar e identificar as características dos revestimentos depositados através de análise por microscopia ótica e medição de dureza das superfícies revestidas;
- Estudar o efeito da rugosidade da superfície de contato no aquecimento pela passagem de corrente elétrica através das conexões.

4. METODOLOGIA E PROCEDIMENTOS

Com o intuito de minimizar os problemas de aquecimento e degradação por corrosão foi abordada a utilização da metalização por aspersão térmica à chama oxiacetilênica de conectores para cabos de alta tensão, fabricados em alumínio fundido.

Três conectores comerciais do tipo chapa-cunha (sendo dois com dois furos e outro com quatro furos) foram utilizados para a realização do estudo. Estes conectores foram revestidos por aspersão térmica a chama oxiacetilênica sendo um com cobre, outro com liga de bronze-alumínio e o terceiro com liga de níquel-alumínio. A escolha do tipo de revestimento para cada conector foi completamente aleatória. Tais conectores aparecem esquematicamente representados na figura 20.

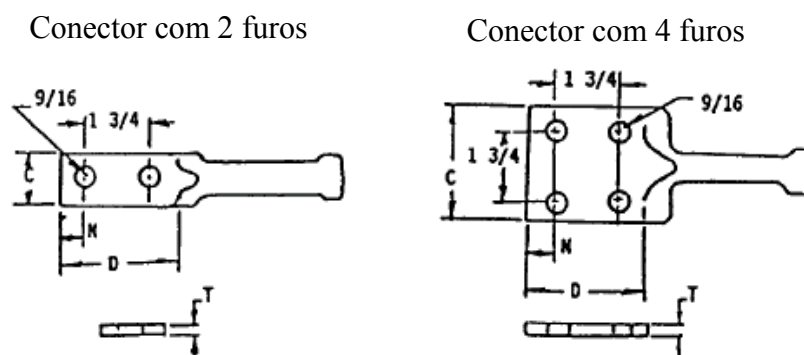


Figura 20. Representação dos conectores utilizados nos ensaios.

A metodologia leva em conta o estudo da preparação da superfície (rugosidade), procedimento de deposição, caracterização, por microscopia ótica, dos revestimentos depositados, medição da rugosidade do substrato e dos revestimentos, quantidade de picos por unidade de comprimento da superfície rugosa e dureza dos revestimentos depositados.

A composição química do material (liga de alumínio fundido) utilizado na confecção dos conectores está representada na tabela 9.

Tabela 9. Composição química da liga de alumínio dos conectores.

Conector	Mg	Cu	Zn	Mn	Fe	Si	Ti	Al
Chapa-cunha	0,11%	0,01%	0,005%	0,003%	0,07%	6,48%	0,08%	Bal.

Na figura 21 são apresentados os conectores já revestidos pelo processo de aspersão térmica a chama oxiacetilênica. Previamente ao revestimento foi efetuado sobre os conectores um jateamento abrasivo, para melhorar a aderência do material depositado.

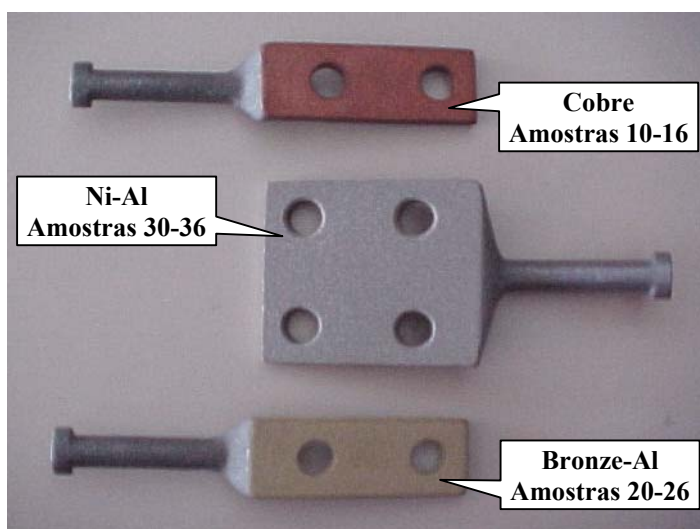


Figura 21. Conectores com revestimento por aspersão térmica.

4.1 Materiais e procedimentos de aspersão térmica

A preparação da superfície foi via jateamento abrasivo com óxido de alumínio branco, pressão 80 psi e a 150 mm de distância da pistola à peça. As rugosidades medidas do substrato e dos revestimentos, após jateamento, correspondem a R_y e R_{Sm} .

Materiais utilizados como revestimento: arames de cobre, bronze alumínio e liga alumínio níquel: Processo de aspersão térmica: chama oxiacetilênica, pistola E12 METCO e os parâmetros de aspersão observar nas tabelas 10 e 11.

Tabela 10. Parâmetros utilizados na deposição por aspersão térmica do cobre e da liga bronze alumínio.

AT	PARÂMETROS DO PROCESSO A CHAMA OXIACETILÊNICA FS				
	D (mm)	FO (* 1)	FA (*2)	PA (psi)	FA (*1)
FS	200	45	40	80	55

[1 FMR Oxigênio]=6,3 SLPM/[1 FMR Propano]=1,7 SLPM (SLPM=Standard liter per minute); D=distância; FO=Fluxo oxigênio; FA=Fluxo acetileno; PA=Pressão de ar comprimido; FA= Fluxo de ar comprimido.

Tabela 11. Parâmetros utilizados na deposição por aspersão térmica da liga alumínio níquel.

AT	FATORES DE CONTROLE PROCESSO A CHAMA OXIACETILÊNICA FS				
	D (mm)	FO (* 1)	FA (*2)	PA (psi)	FA (*1)
FS	200	50	45	100	65

[1 FMR Oxigênio]=6,3 SLPM/[1 FMR Propano]=1,7 SLPM (SLPM=Standard liter per minute); D=distância; FO=Fluxo oxigênio; FA=Fluxo acetileno; PA=Pressão de ar comprimido; FA= Fluxo de ar comprimido.

4.2 Ciclagem térmica

De cada conector foram retiradas sete amostras, perfazendo um total de vinte e uma amostras. Uma amostra de cada conector não sofreu qualquer tipo de ciclo térmico. As outras seis amostras de cada conector foram submetidas aos pares às temperaturas indicadas na tabela 12, tendo sido posicionadas na região central da câmara do forno. O ensaio de ciclagem térmica foi realizado no laboratório de materiais da UFPR em forno marca LINN ELEKTROTHERM.

Cada ciclo térmico foi composto de um tempo 1 hora na temperatura nominal do ciclo seguido de ¼ de hora de resfriamento ao ar. Este ciclo foi repetido seis vezes para cada par de peças. A temperatura foi controlada pelos comandos do painel do próprio forno e monitorada por um termopar tipo K, posicionado na parte interna frontal do forno, acoplado a um multímetro digital com escala de medição de temperatura. Este termopar serviu para conferir

a correta distribuição da temperatura pelos corpos de prova, uma vez que o termopar de controle do forno está posicionado na parte traseira interna da câmara.

Tabela 12. Identificação das amostras segundo o revestimento e ciclo térmico a que foram submetidas.

Temperatura	Identificação da amostra por revestimento		
	Cobre	Bronze-Al	Níquel-Al
Sem ciclo térmico	10	20	30
60 °C	11	21	31
	12	22	32
120 °C	13	23	33
	14	24	34
180 °C	15	25	35
	16	26	36

4.3 Caracterização Microestrutural

Após o revestimento os conectores foram cortados e embutidos a quente, em baquelite, conforme ilustra a figura 22, para sua posterior caracterização microestrutural.

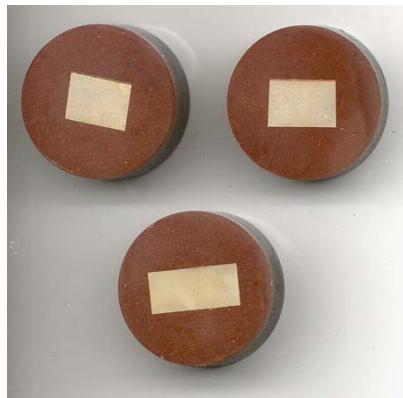


Figura 22. Amostras cortadas e embutidas prontas para caracterização.

4.3.1 Microestrutura

Para a visualização da microestrutura em microscópio ótico é necessário que a superfície a ser analisada esteja bem plana e polida e que haja um bom contraste entre os componentes da microestrutura.

O preparo da superfície iniciou-se com lixamento em lixadeira, utilizando lixa d'água grana 400, seguida de lixa 600, 1200, 1500 e 2000. Efetuou-se então o polimento das peças com pasta de diamante $1\mu\text{m}$ e $\frac{1}{4}\mu\text{m}$. A seguir foi efetuada uma limpeza das amostras em equipamento ultra-sônico durante 5 minutos, utilizando álcool como meio de limpeza. Os corpos de prova foram então lavados em álcool e secos em soprador térmico para a realização do ataque químico.

O ataque químico depende do processo de oxidação e/ou redução que ocorre na superfície do corpo de prova. A superfície polida da amostra, quando submetida uniformemente à ação de soluções químicas, tem determinadas regiões atacadas preferencialmente, pois os grãos de natureza diversa, assim como seus limites granulares, são corroídos diferentemente. A intensidade do contraste irá depender dos diferentes potenciais eletroquímicos dos microconstituintes da estrutura [58]. Em alguns casos, quando se deseja observar estruturas contendo vários microconstituintes ou com diversificação de tamanho de grãos e/ou se deseja aumentar a seletividade, utiliza-se de reagentes para coloração da superfície atacada.

O contraste foi obtido mediante ataque químico em que foi utilizada uma solução de 4g de permanganato de potássio (KMnO_4), 1g de hidróxido de sódio (NaOH) em 100 ml de água destilada, sendo o ataque efetuado por imersão durante 10 segundos em temperatura ambiente [58]. As amostras foram lavadas em água corrente, álcool e secas em secador. A observação das microestruturas foi feita em microscópio óptico OLYMPUS modelo BX51M, com registro fotográfico via computador, do Centro de Caracterização de Materiais LaMaTS / DEMEC / UFPR .

Verificou-se que com este ataque as imagens obtidas ficaram excessivamente escuras, não produzindo uma boa diferenciação entre as fases presentes no metal. Foi então efetuado um novo polimento e um novo ataque químico foi preparado. Neste novo ataque, foi reduzida a quantidade de permanganato de potássio (KMnO_4) para 2g, 1g de hidróxido de sódio (NaOH) e 100 ml de água destilada, imersão dos corpos de prova na solução durante 8 segundos em temperatura ambiente. As imagens obtidas ficaram satisfatórias.

4.3.2 Microdureza

A microdureza dos revestimentos foi medida com um microdurômetro Vickers da marca Wilson Tuckon que se encontra no Centro de Caracterização de Materiais do LaMaTS / DEMEC / UFPR. A carga utilizada foi de 0,2 kgf. Foram realizados três perfis de microdureza para cada revestimento como depositado. A distância entre a primeira indentação e a superfície do revestimento e as indentações subseqüentes foi de 125 μm e a distância entre os perfis foi de 250 μm , exceto para o revestimento de níquel alumínio, que sendo menos espesso, foi utilizada uma distância de 62,5 μm entre a superfície e as duas primeiras indentações. Para as indentações seguintes (a partir da interface entre o revestimento e o substrato), a distância passou a ser de 125 μm . Os perfis de dureza utilizados na apresentação dos resultados são resultado da média das medidas dos três perfis.

4.3.3 Medição de rugosidade

A medição da rugosidade do substrato e dos revestimentos depositados foi efetuada sobre os pontos indicados (1 a 3 para conector 2 furos e 1 a 7 para conector 4 furos) na figura 23. Estes pontos estão localizados em torno dos furos onde serão colocados os parafusos de aperto das conexões. Foram efetuadas medidas no material antes e após o revestimento. Com isso, pode-se comparar o efeito da aspersão térmica na variação da rugosidade superficial. Espera-se que um possível aumento de rugosidade tenha um efeito positivo na redução da resistência elétrica do material, pelo aumento da área de contato real do conector (aumento do número de pontos de contato elétrico) e, conseqüentemente, uma redução no aquecimento das conexões.

As medições de rugosidade do substrato de alumínio e dos revestimentos depositados foram efetuadas através de rugosímetro portátil com apalpador de contato mecânico da marca Mitutoyo, modelo Surf test 211 com capacidade de medição 0,3 a 500 μm para R_y e R_{Sm} .

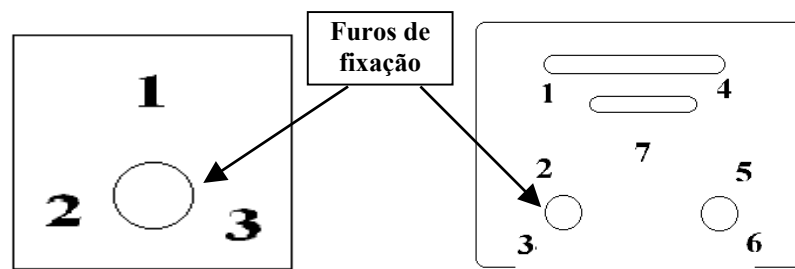


Figura 23. Pontos de medição da rugosidade do substrato dos conectores com e sem revestimento.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Microestrutura

Após o ataque químico, descrito anteriormente, as microestruturas observadas ao microscópio ótico resultaram nas figuras 24 a 71 onde é possível verificar a morfologia do material base e a característica da superfície revestida.

Na microestrutura dos revestimentos são observadas panquecas com formação bastante regular, compostas de partículas que contêm em seu contorno uma fina película de óxido.

No revestimento de cobre as panquecas são homogêneas e têm grande espessura (entre 20 e 30 μ m) com pouca porosidade. No revestimento de bronze-alumínio as panquecas não são menos homogêneas e contêm maior quantidade de poros misturados com salpicos, nas camadas mais superficiais, possivelmente de óxido de alumínio, concentrados em ninhos de poros. O revestimento de níquel-alumínio, apesar de apresentar menor espessura, é homogêneo, com pequena quantidade de porosidade e panquecas bastante densas. Pode-se observar também nos três revestimentos que a região de aderência revestimento-substrato não apresenta porosidades, havendo porém algumas partículas de óxidos (Al_2O_3), provavelmente formadas logo após o jateamento abrasivo do substrato (figuras 38, 39 e 41, p. ex.).

Nos três tipos de revestimento a superfície é irregular, evidenciando a elevada rugosidade superficial adquirida pelos conectores após o revestimento. Este fato será comentado no item 5.3. desta dissertação.

Com relação ao substrato de alumínio-silício observa-se que existe uma diferença no metal base dos conectores revestidos por cobre e bronze-alumínio (figuras 48 a 55) e o conector revestido de níquel-alumínio (figuras 56 a 59). Os primeiros apresentam um arredondamento do silício na fase eutética e crescimento das dendritas de alumínio primário. As partículas de silício são menores e menos angulares. Para o conector revestido com níquel-alumínio a estrutura consiste de partículas de silício (aciculares) que se formaram no interdendrítico eutético do alumínio-silício.

Estas diferenças poderiam se explicar, possivelmente, durante a fabricação dos conectores e corresponderiam a diferentes formas de resfriamento durante a produção (resfriado lentamente para a estrutura acicular e resfriado rapidamente para a estrutura arredondada) o que poderia justificar a diferenças de morfologia.

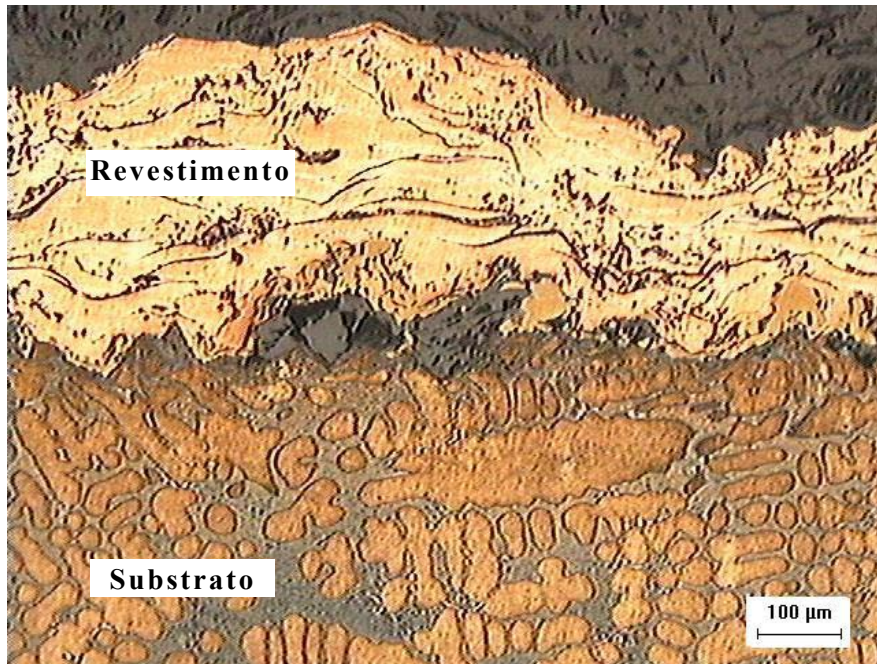


Figura 24. Amostra 10. Sem ciclo térmico. Aumento 100x

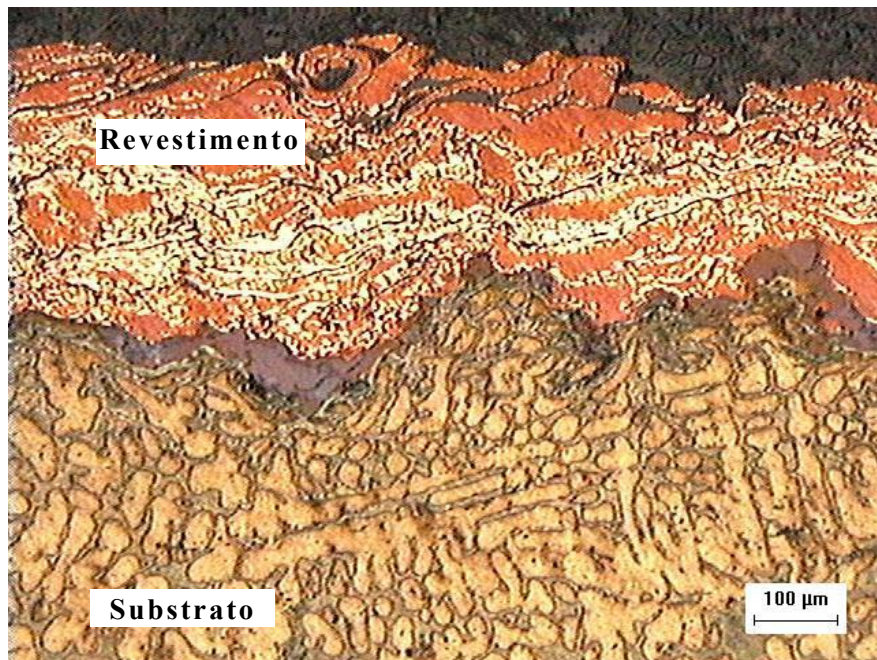


Figura 25. Amostra 12. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 100x

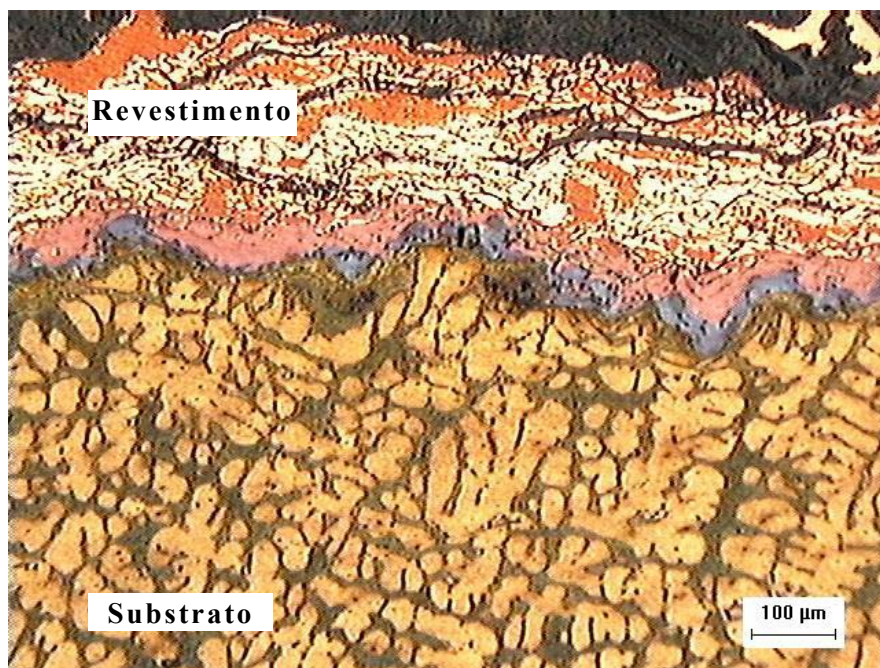


Figura 26. Amostra 13. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 100x

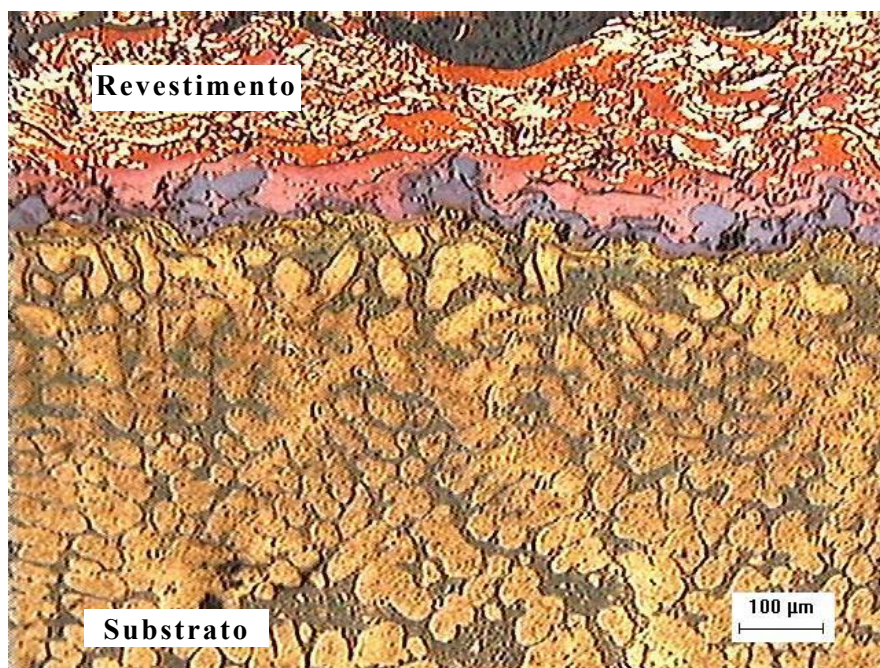


Figura 27. Amostra 15. Ciclo térmico a 180 °C. Aumento 100x

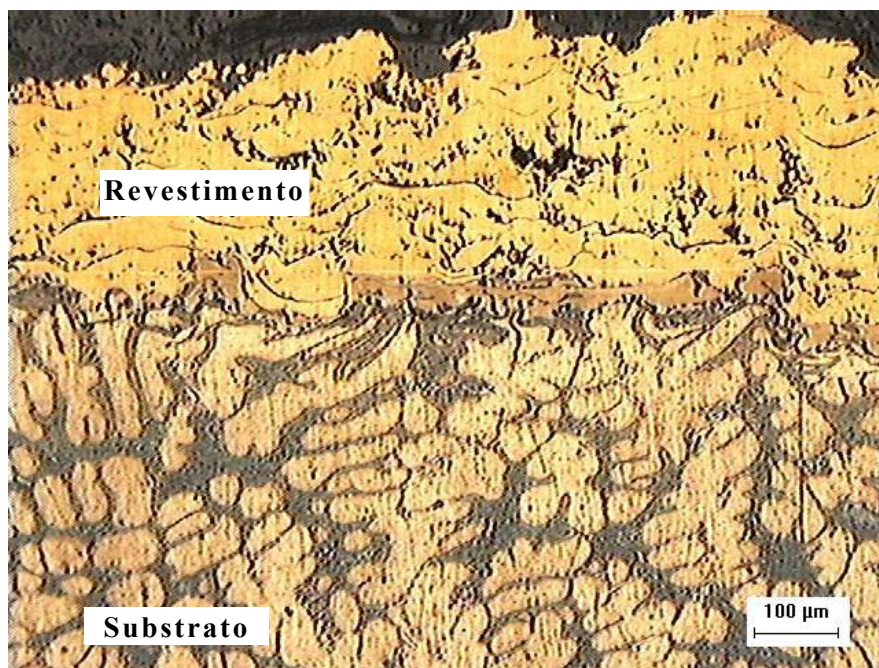


Figura 28. Amostra 20. Sem ciclo térmico. Aumento 100x

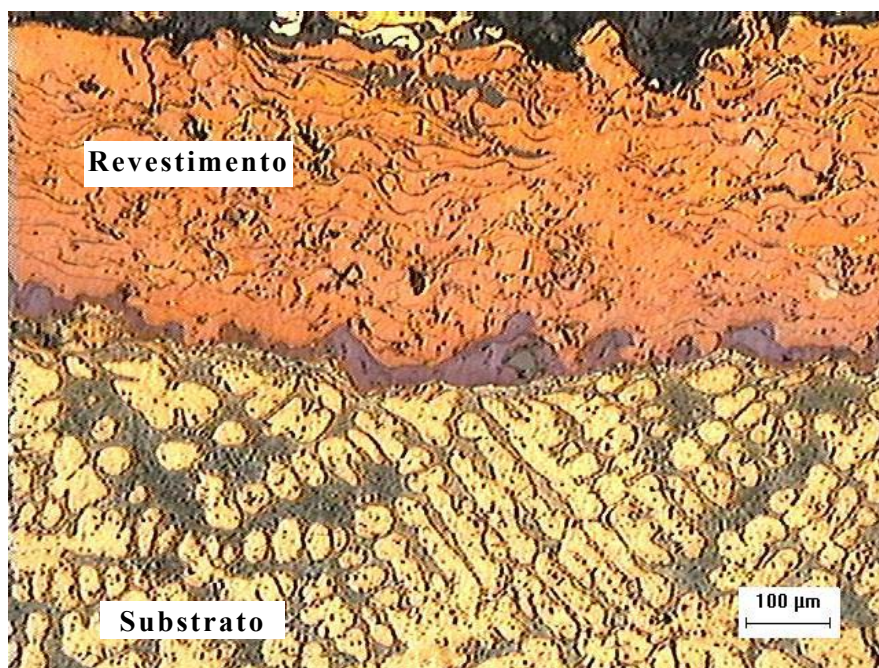


Figura 29. Amostra 22. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 100x

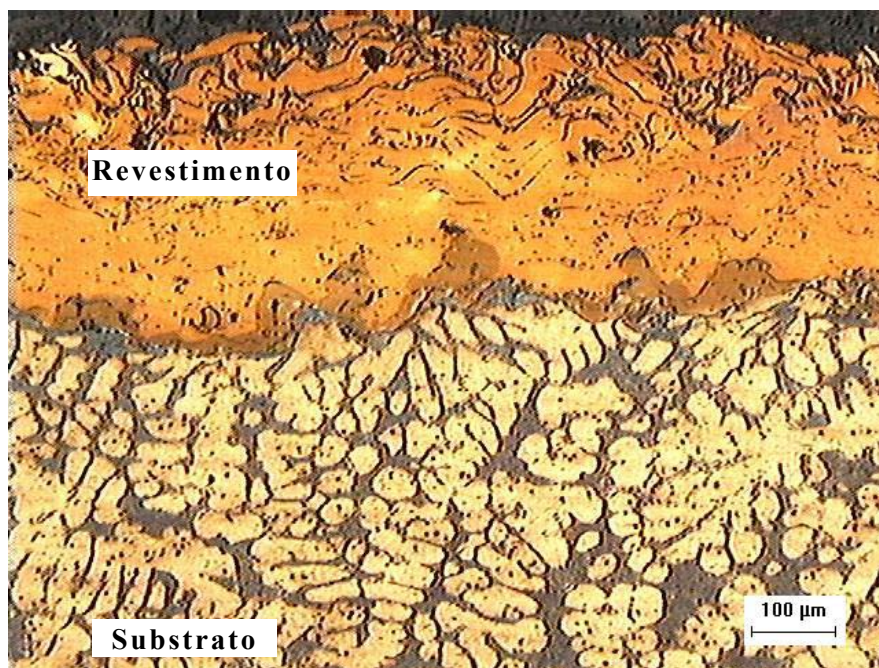


Figura 30. Amostra 24. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 100x

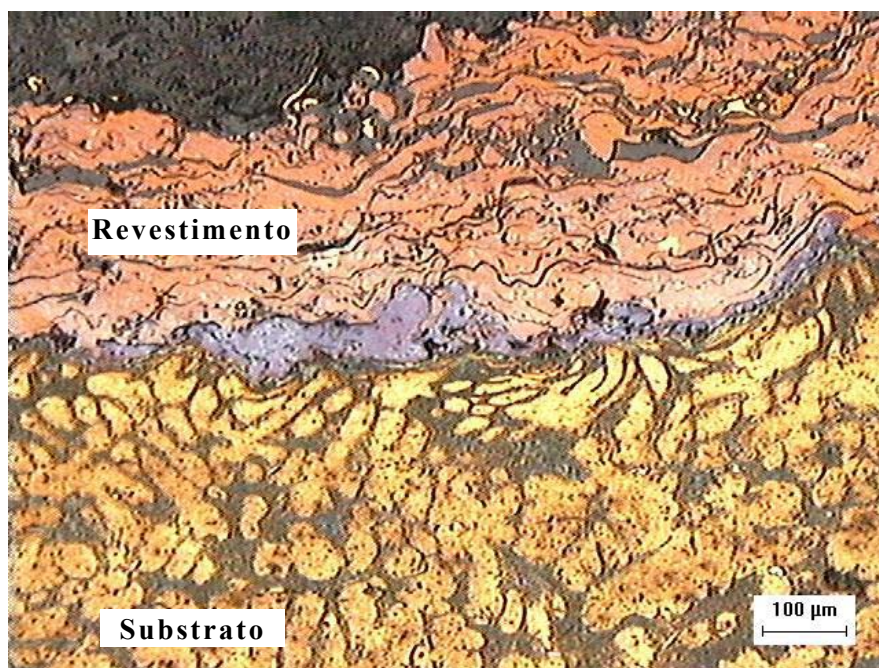


Figura 31. Amostra 25. Ciclo térmico a 180 °C. Aumento 100x

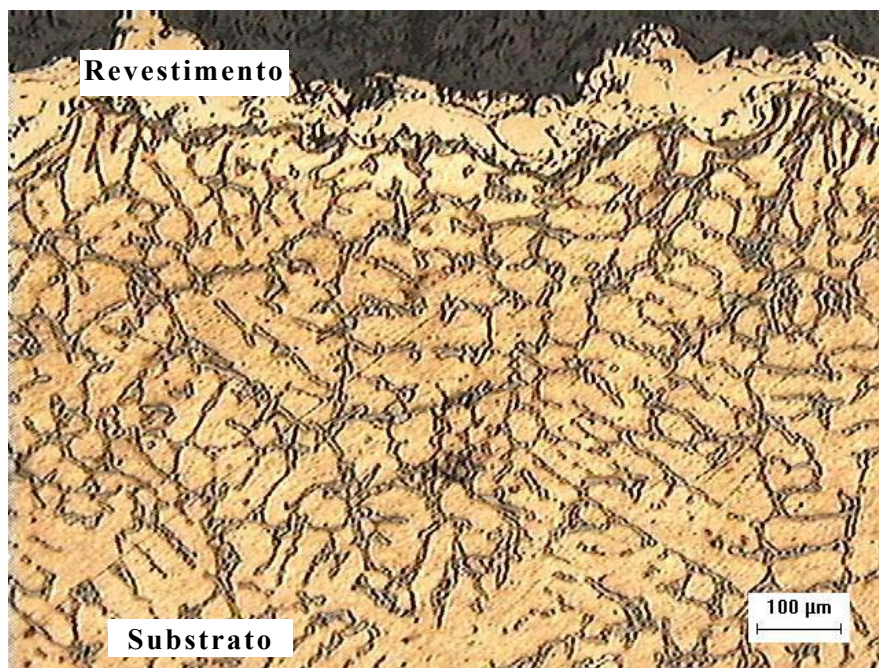


Figura 32. Amostra 30. Sem ciclo térmico. Aumento 100x

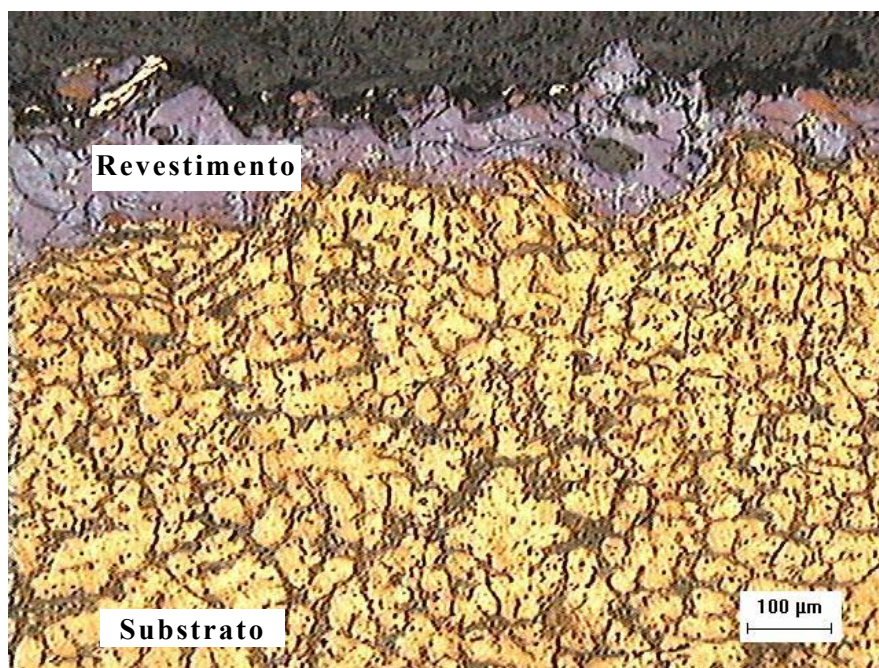


Figura 33. Amostra 32. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 100x

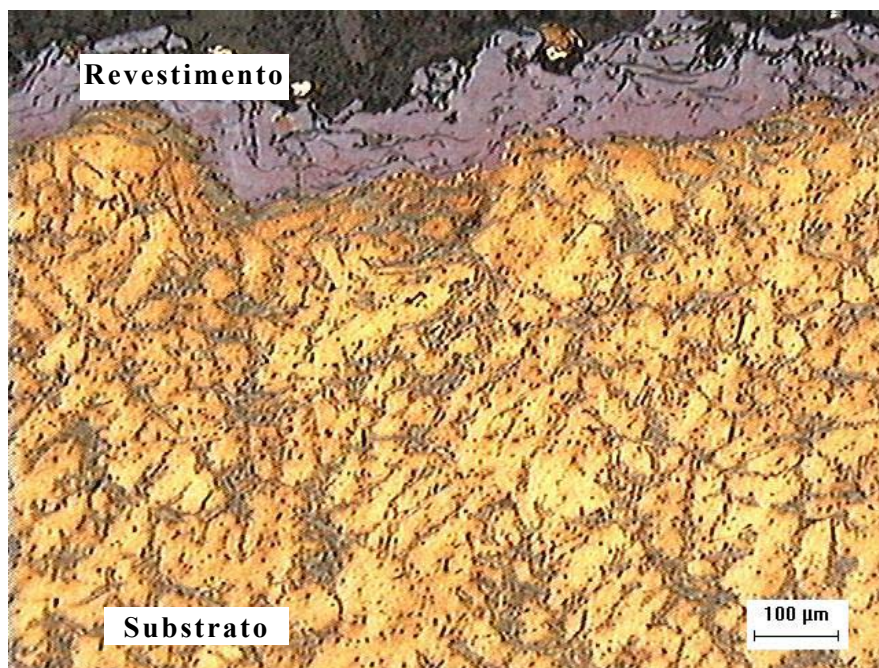


Figura 34. Amostra 33. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 100x

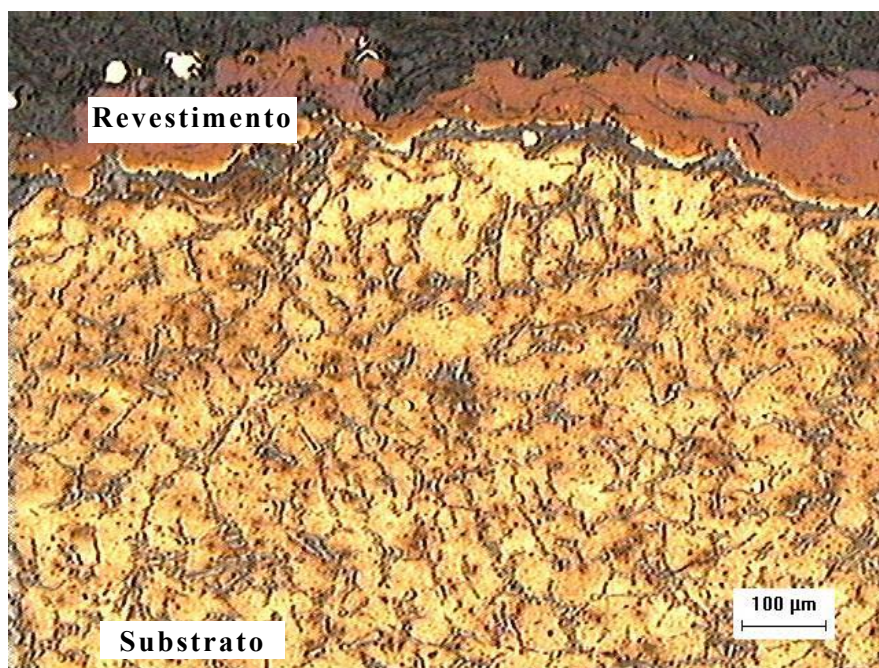


Figura 35. Amostra 35. Ciclo térmico a 180 °C. Aumento 100x

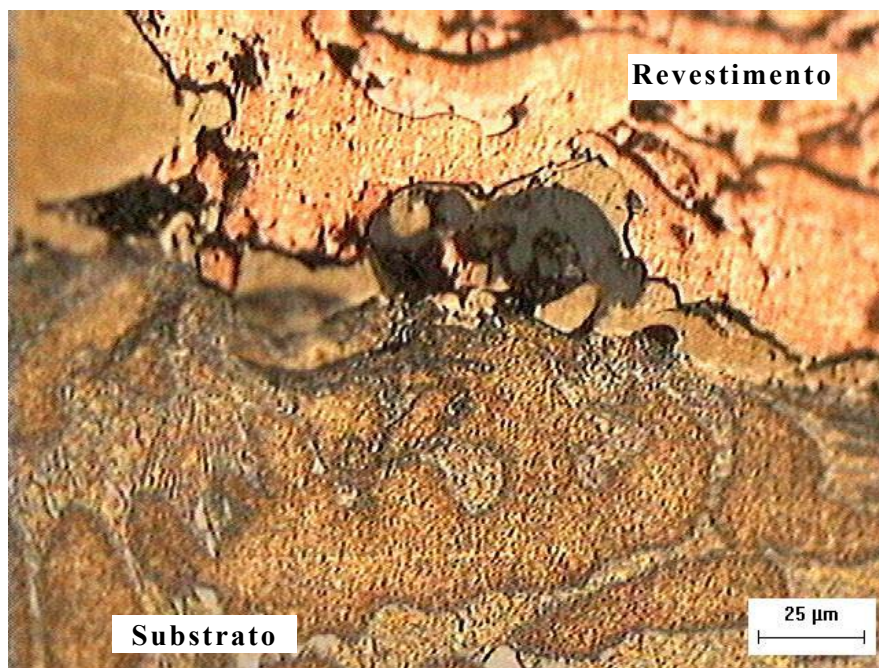


Figura 36. Amostra 10. Sem ciclo térmico. Aumento 500x

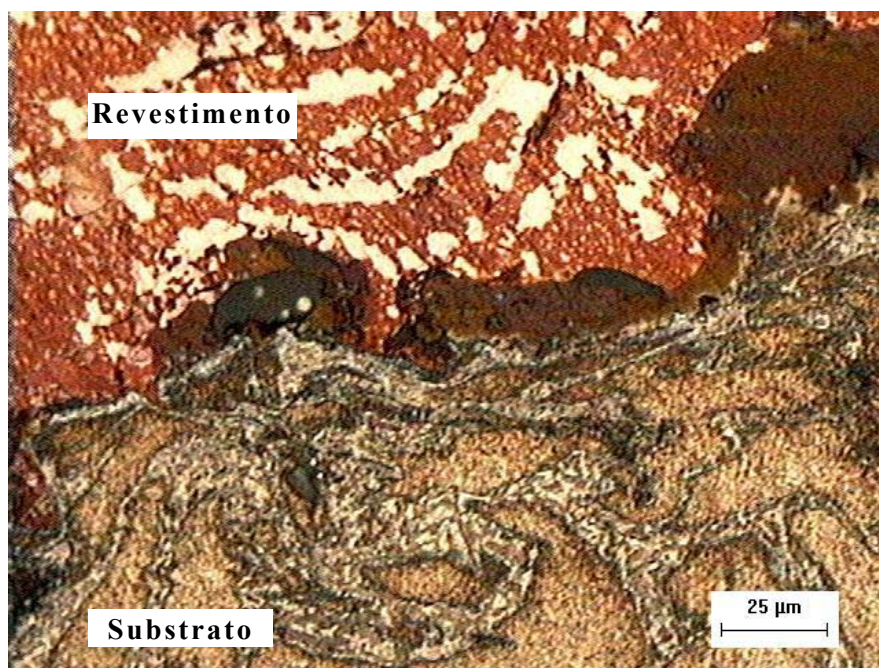


Figura 37. Amostra 12. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 500x

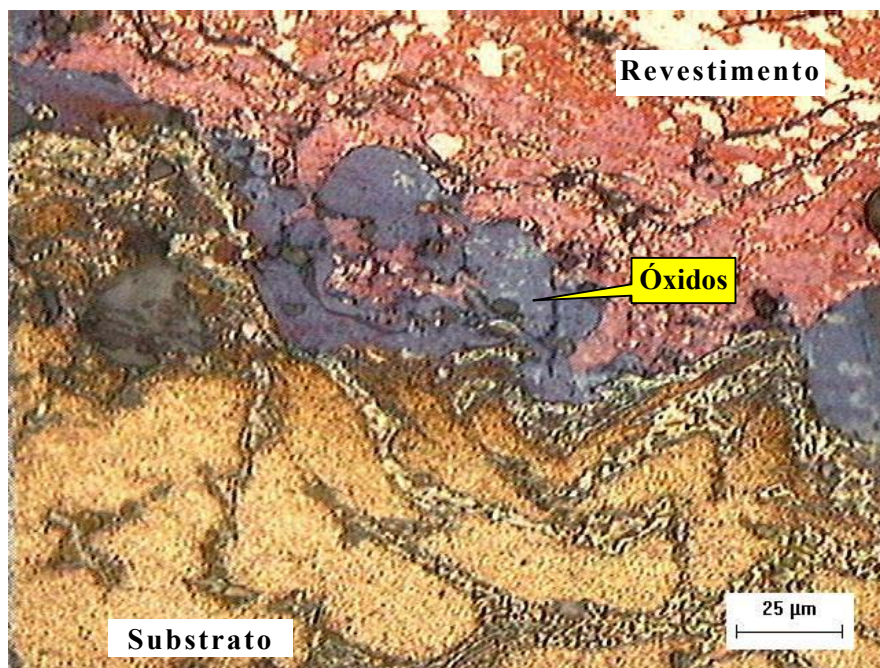


Figura 38. Amostra 13. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 500x

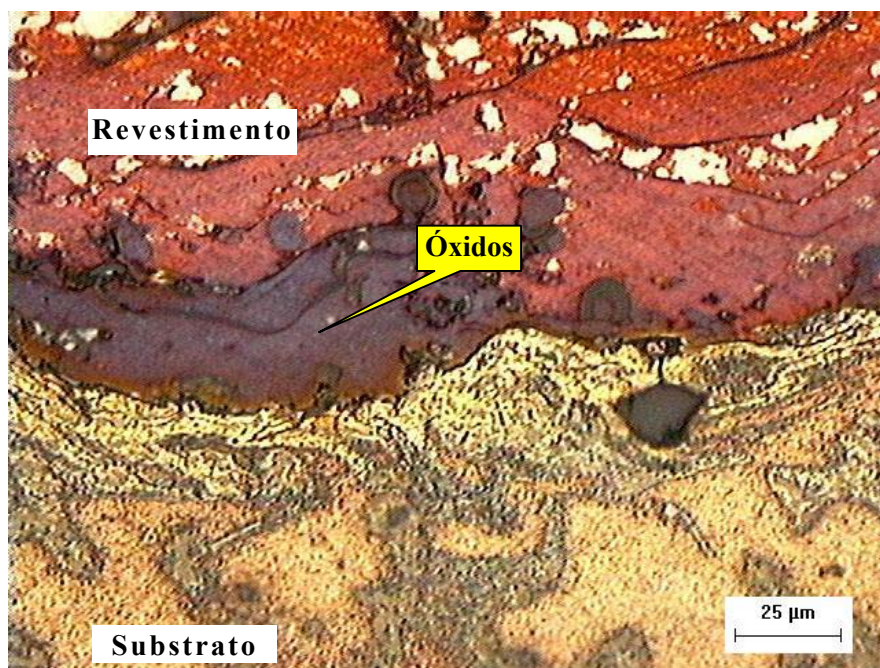


Figura 39. Amostra 15. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 500x

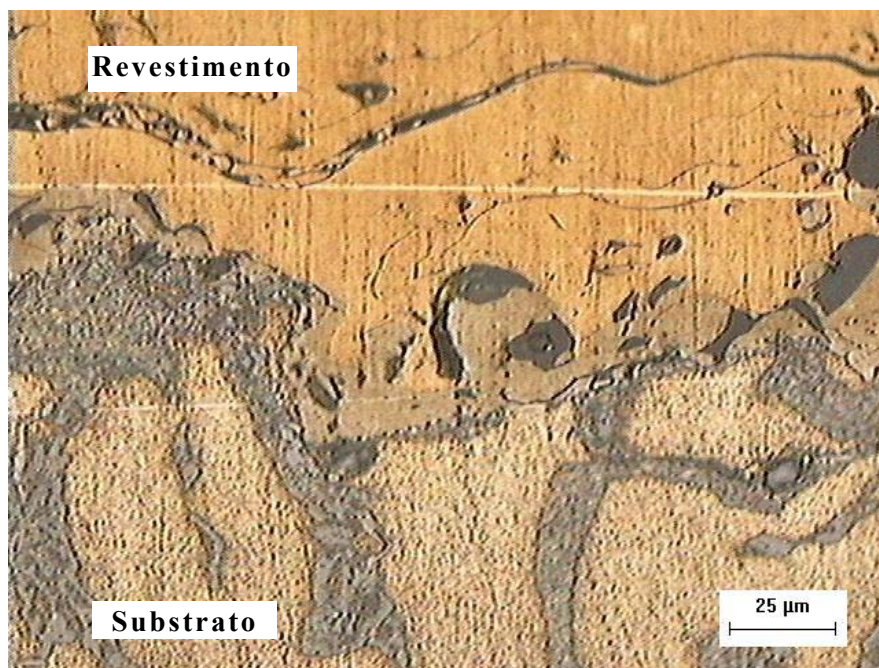


Figura 40. Amostra 20. Sem ciclo térmico. Aumento 500x

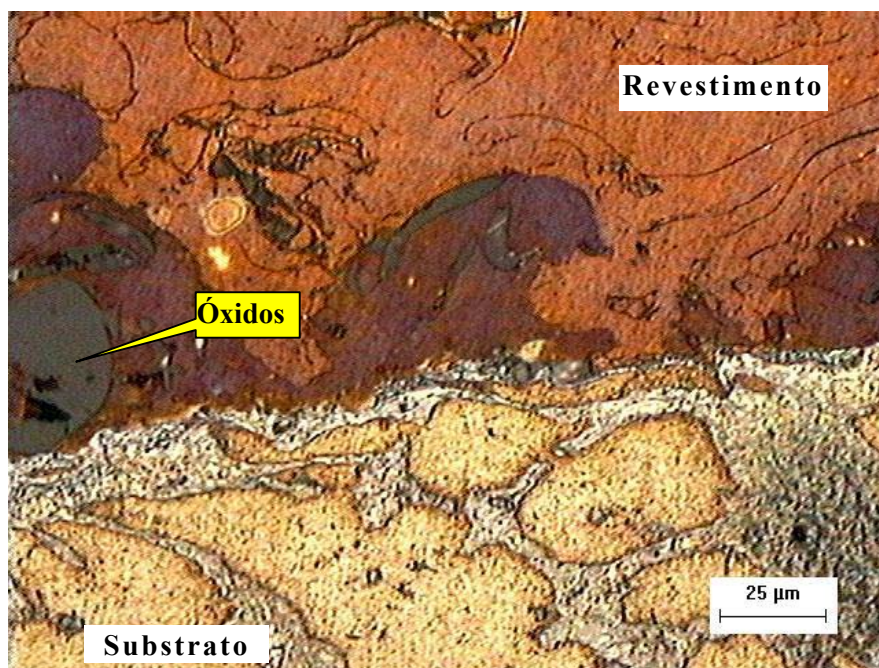


Figura 41. Amostra 22. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 500x

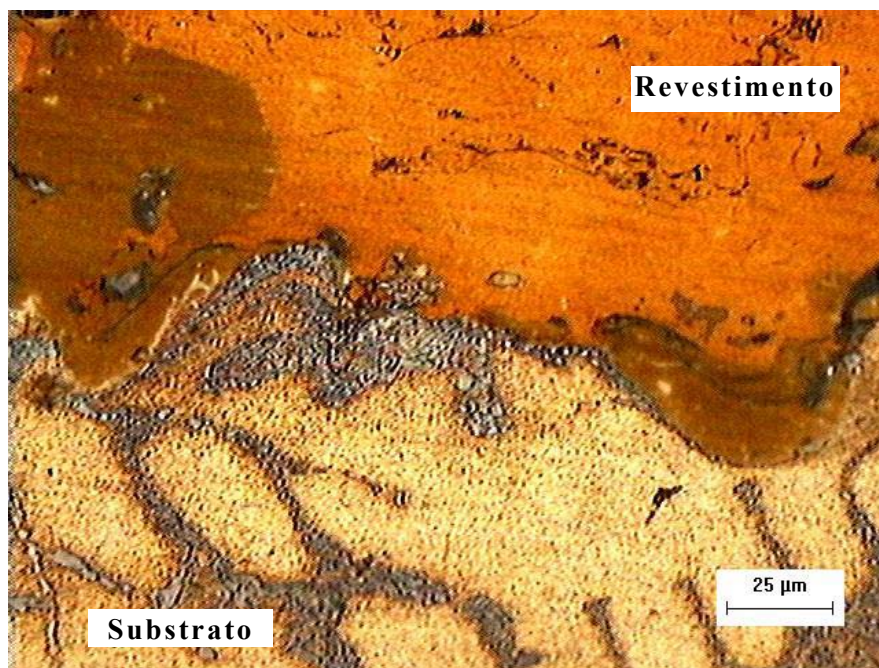


Figura 42. Amostra 24. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 500x

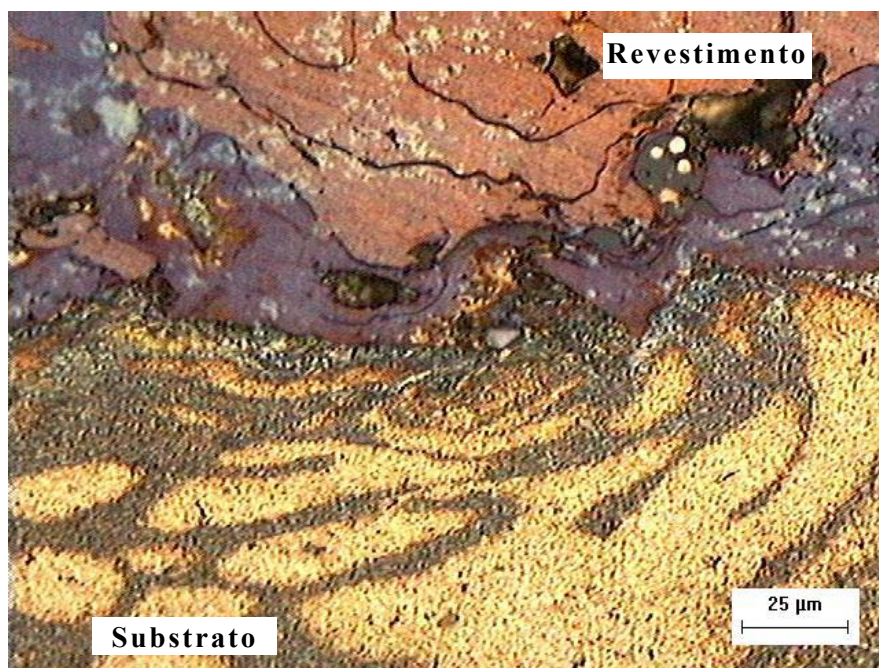


Figura 43. Amostra 25. Ciclo térmico a 180 °C. Aumento 500x

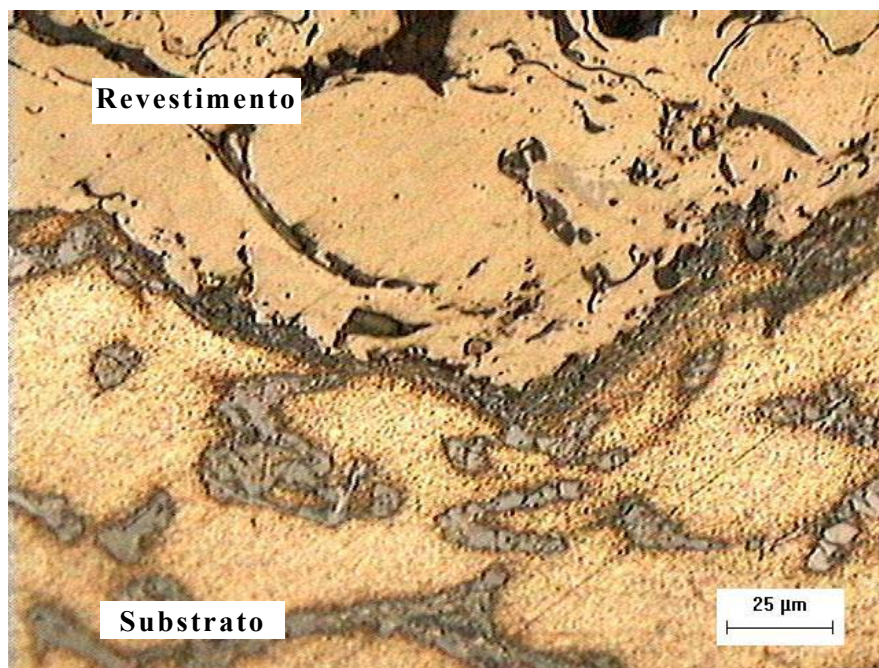


Figura 44. Amostra 30. Sem ciclo térmico. Aumento 500x

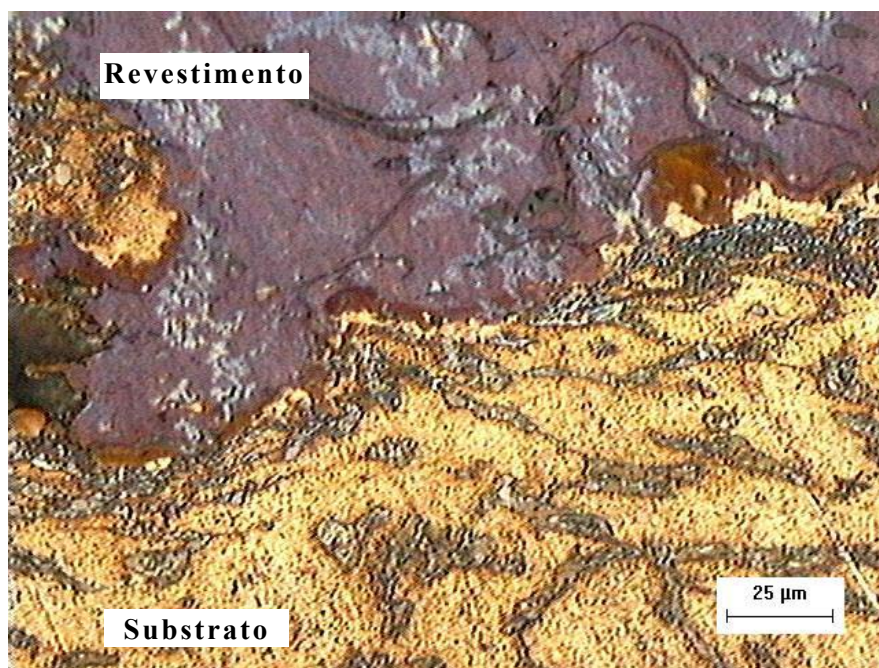


Figura 45. Amostra 32. Ciclo térmico a 60 °C. Aumento 500x

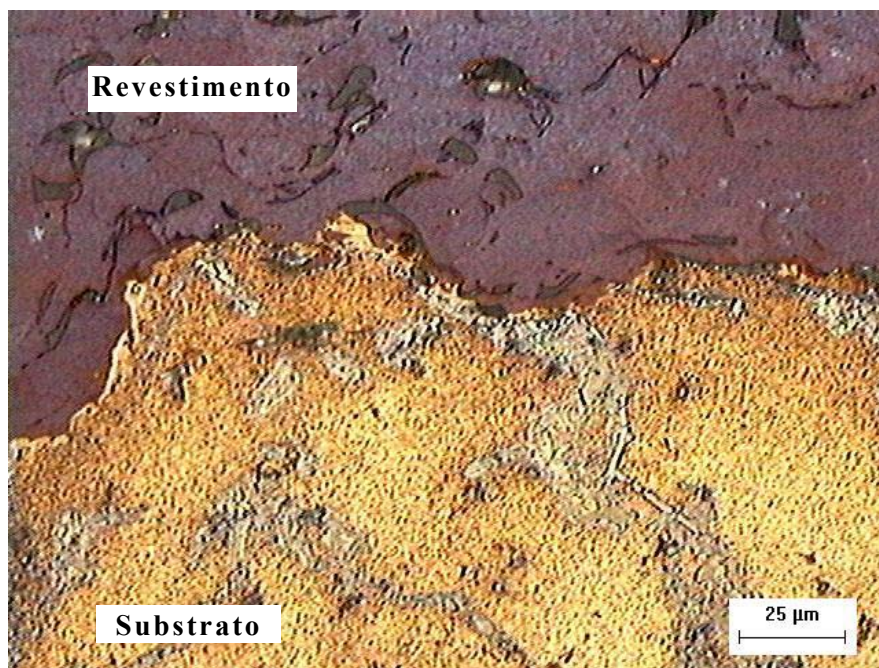


Figura 46. Amostra 33. Ciclo térmico a 120 °C. Aumento 500x

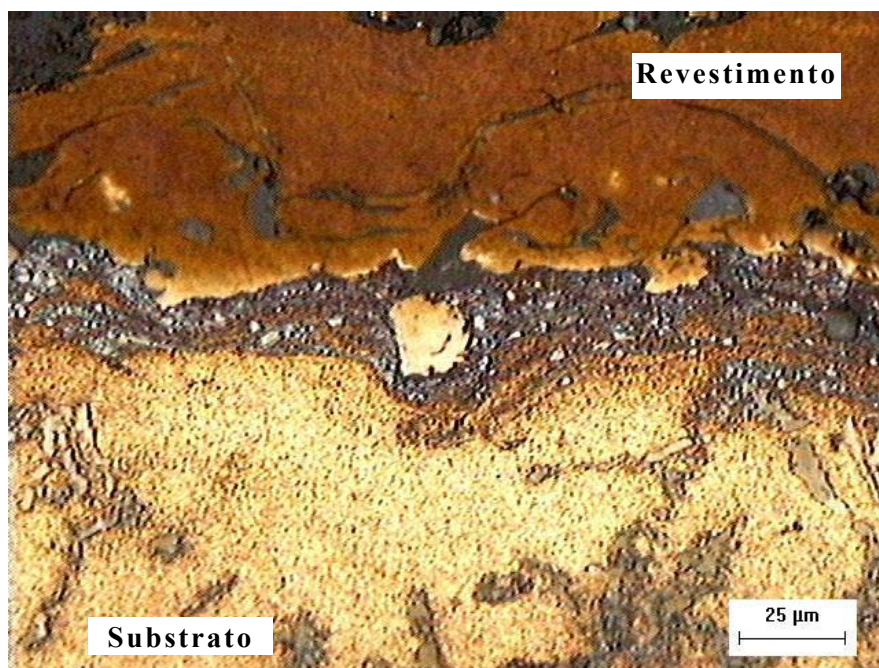


Figura 47. Amostra 35. Ciclo térmico a 180 °C. Aumento 500x

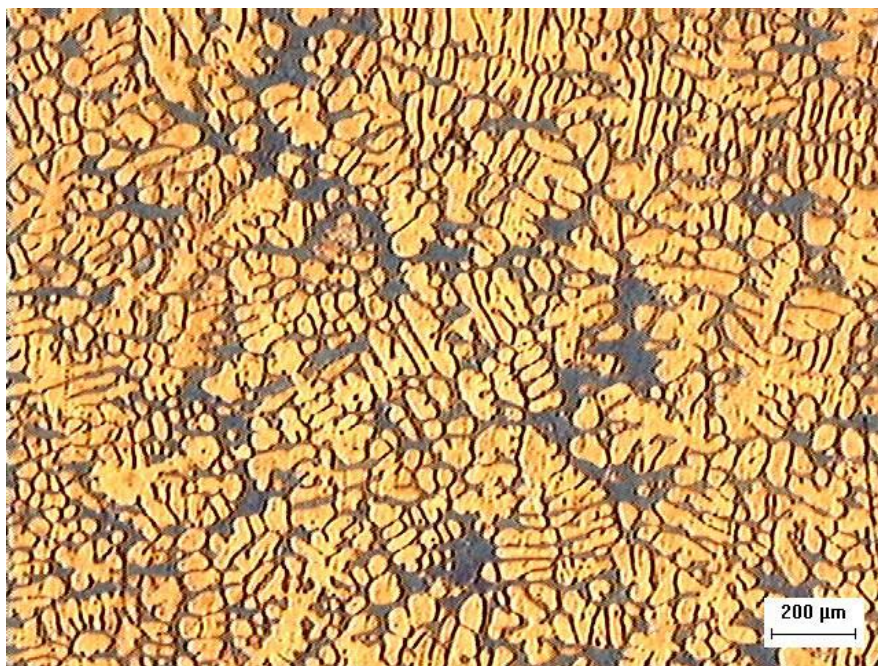


Figura 48. Amostra 10. Substrato de alumínio sem ciclo térmico. Aumento 50x

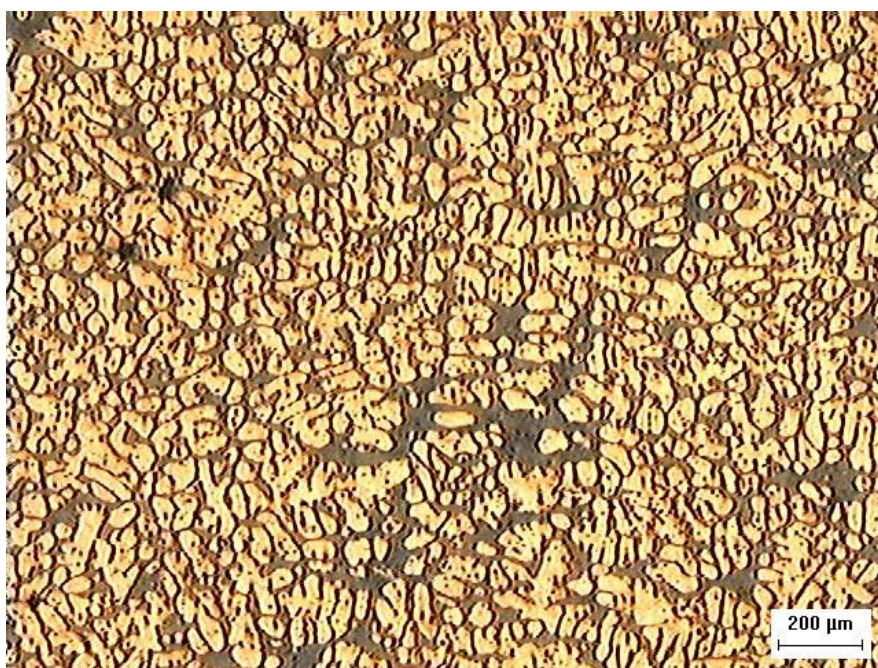


Figura 49. Amostra 12. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 60 °C. Aumento 50x

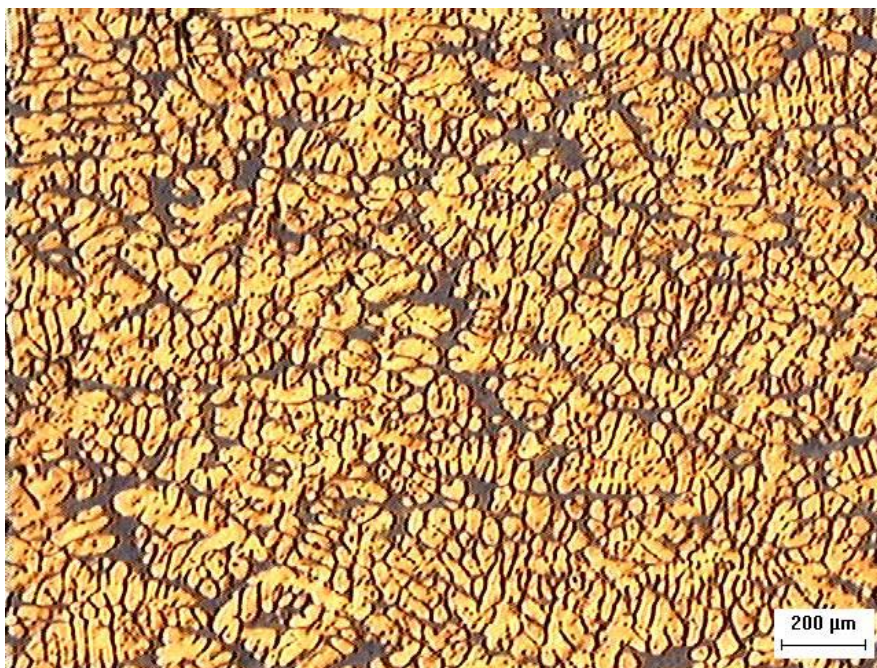


Figura 50. Amostra 14. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 50x

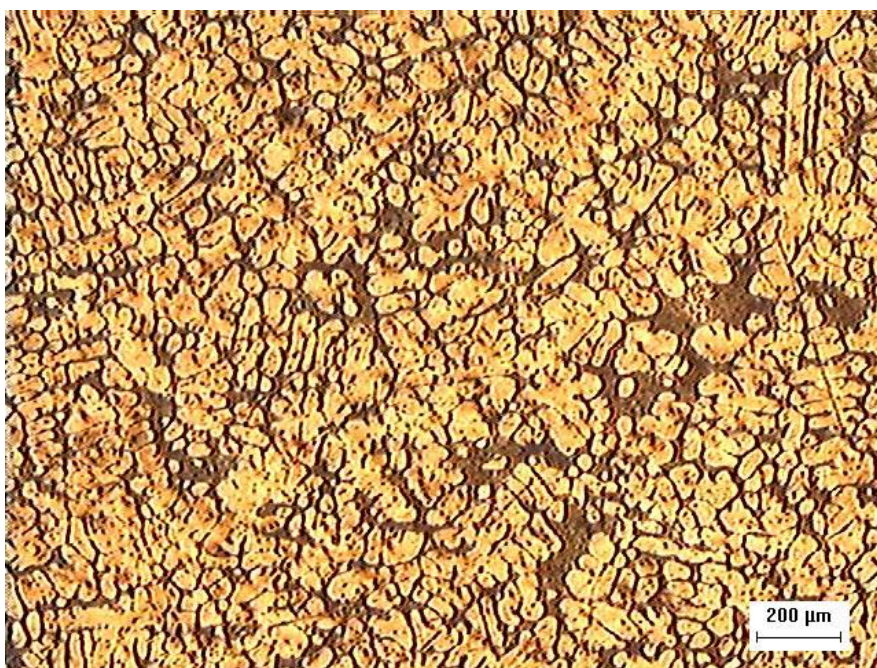


Figura 51. Amostra 16. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 50x



Figura 52. Amostra 20. Substrato de alumínio sem ciclo térmico. Aumento 50x



Figura 53. Amostra 21. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 60 °C. Aumento 50x

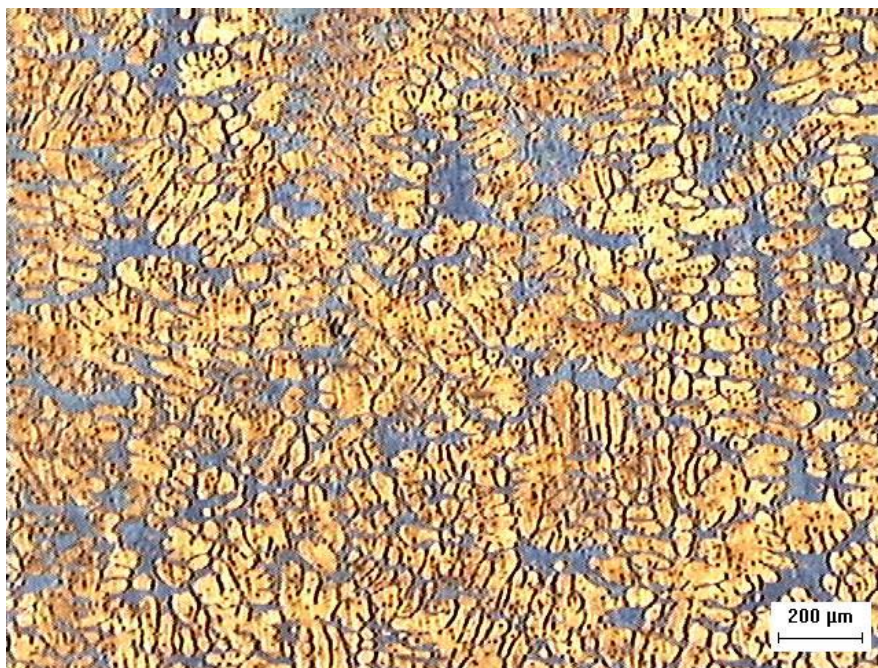


Figura 54. Amostra 24. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 50x

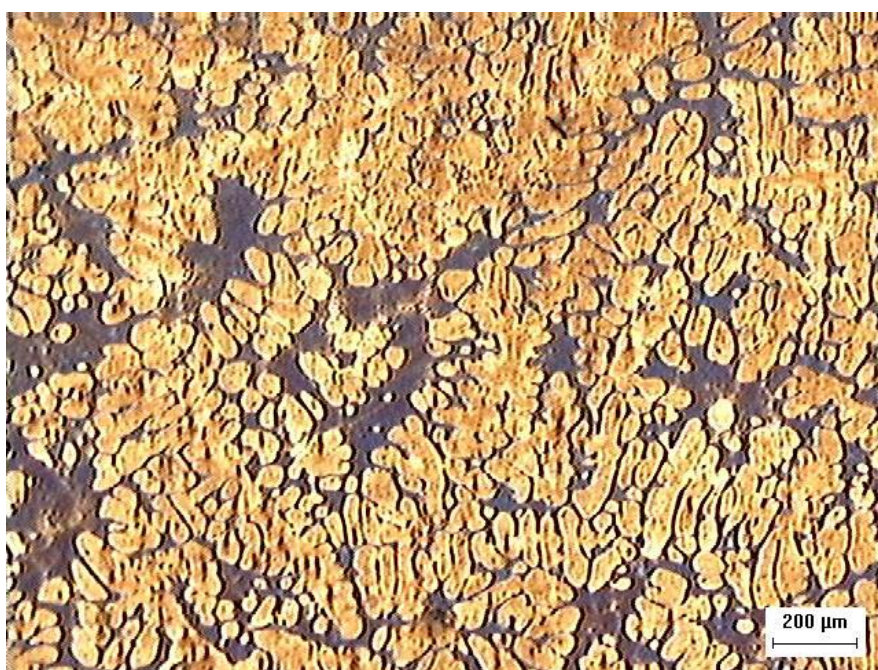


Figura 55. Amostra 26. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 50x

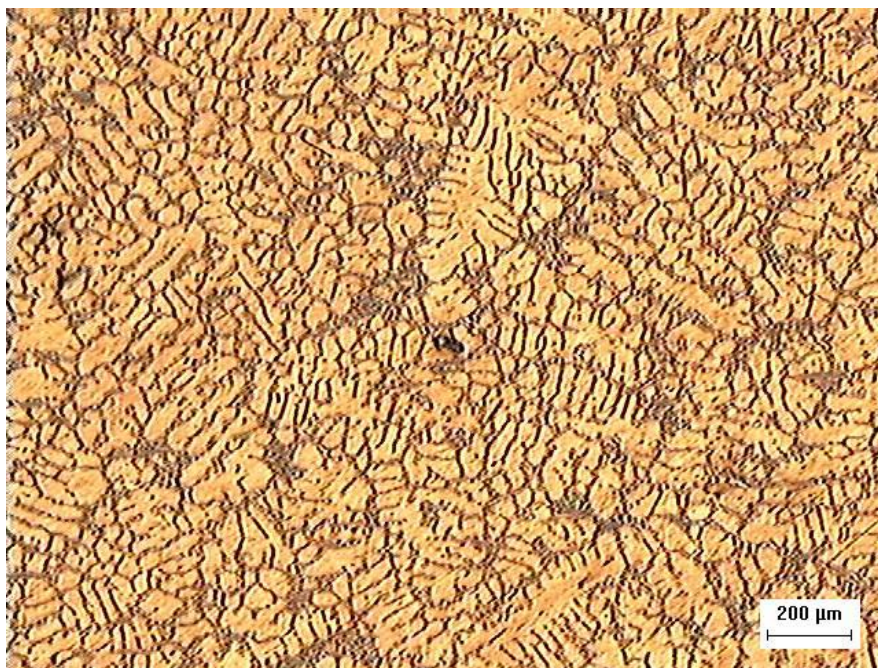


Figura 56. Amostra 30. Substrato de alumínio sem ciclo térmico. Aumento 50x

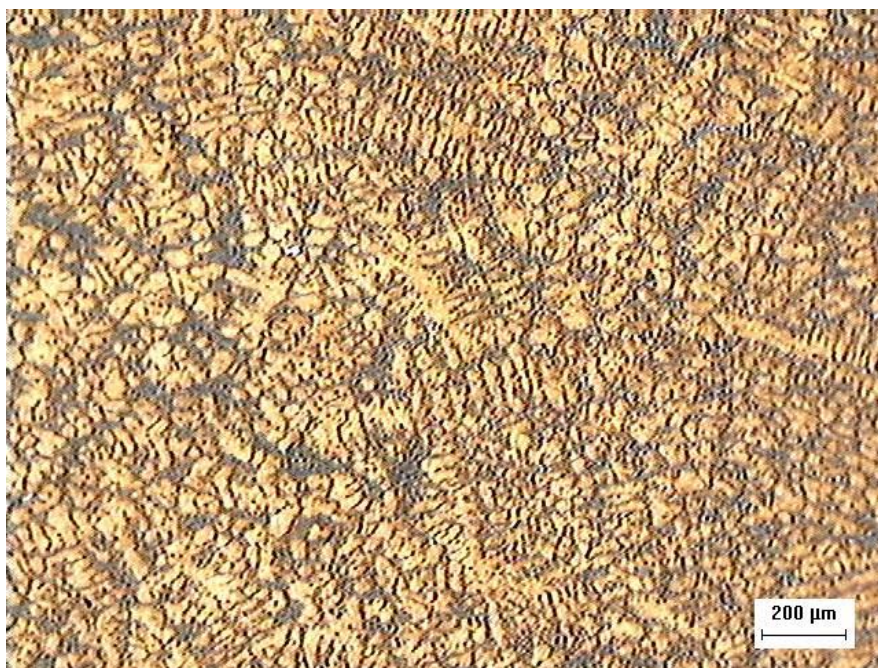


Figura 57. Amostra 31. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 60 °C. Aumento 50x

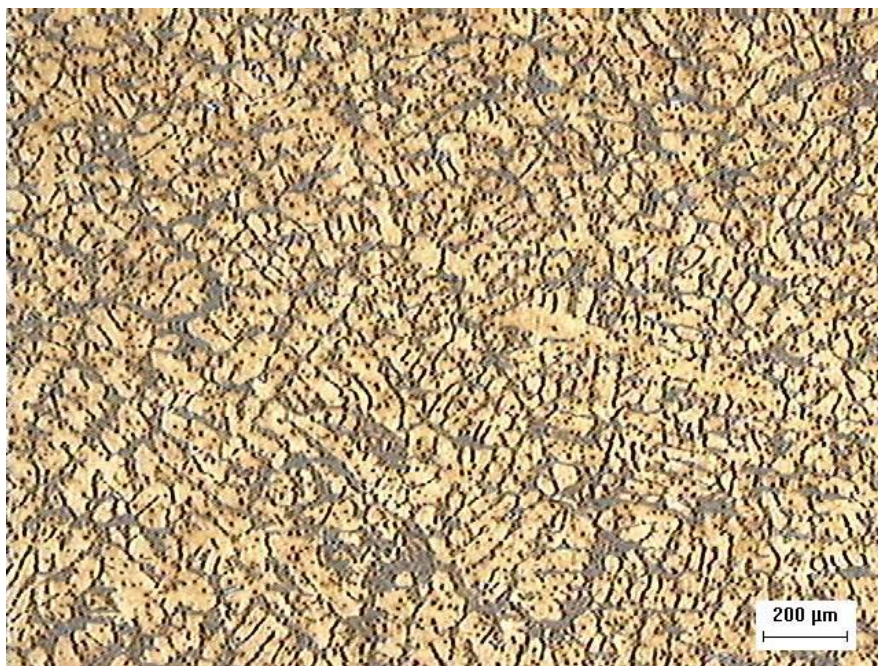


Figura 58. Amostra 34. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 50x

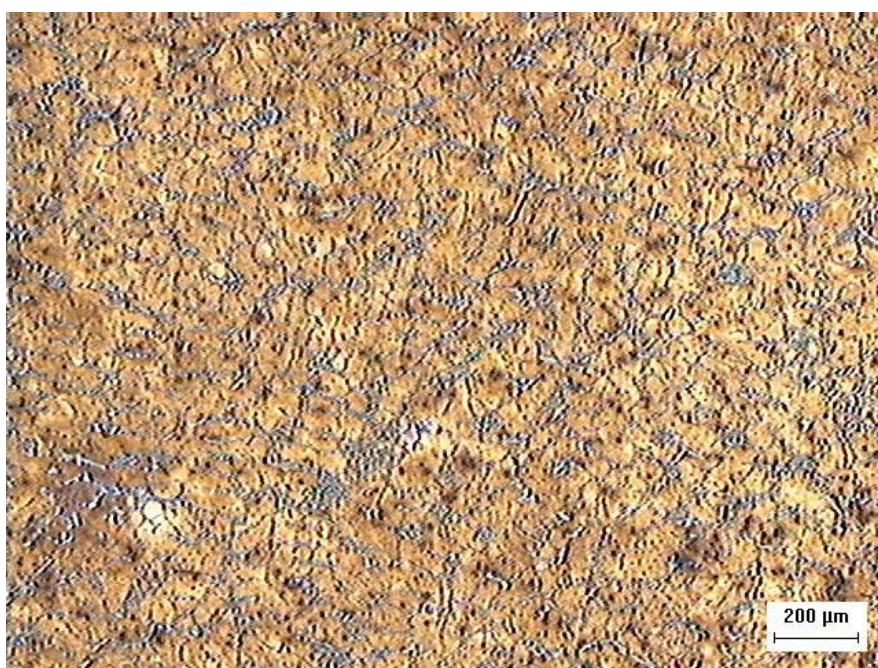


Figura 59. Amostra 36. Substrato de alumínio em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 50x



Figura 60. Amostra 10. Perfil do revestimento de cobre sem ciclo térmico.
Aumento 200x



Figura 61. Amostra 12. Perfil do revestimento de cobre em ciclo térmico a 60 °C.
Aumento 200x

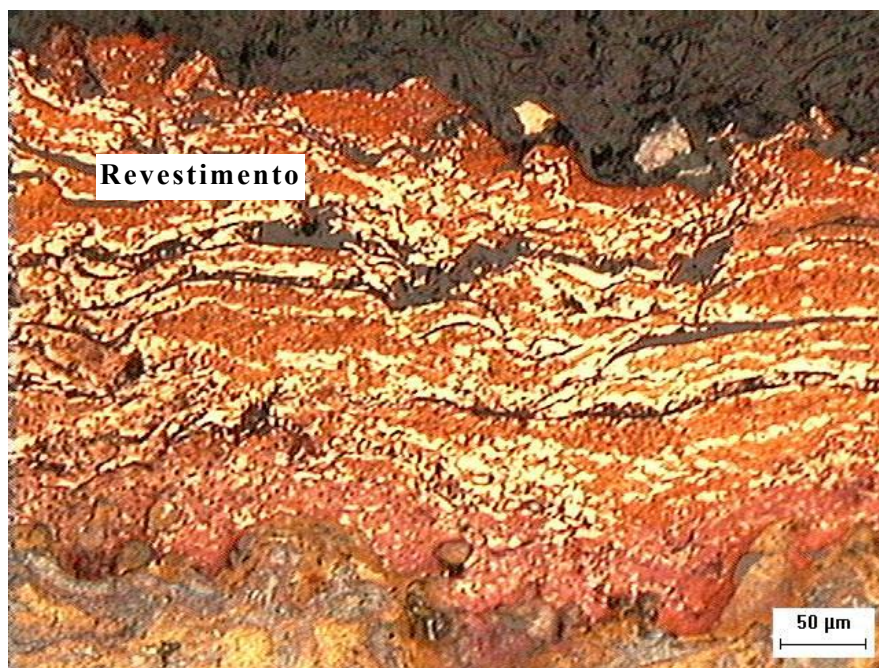


Figura 62. Amostra 14. Perfil do revestimento de cobre em ciclo térmico a 120 °C.

Aumento 200x

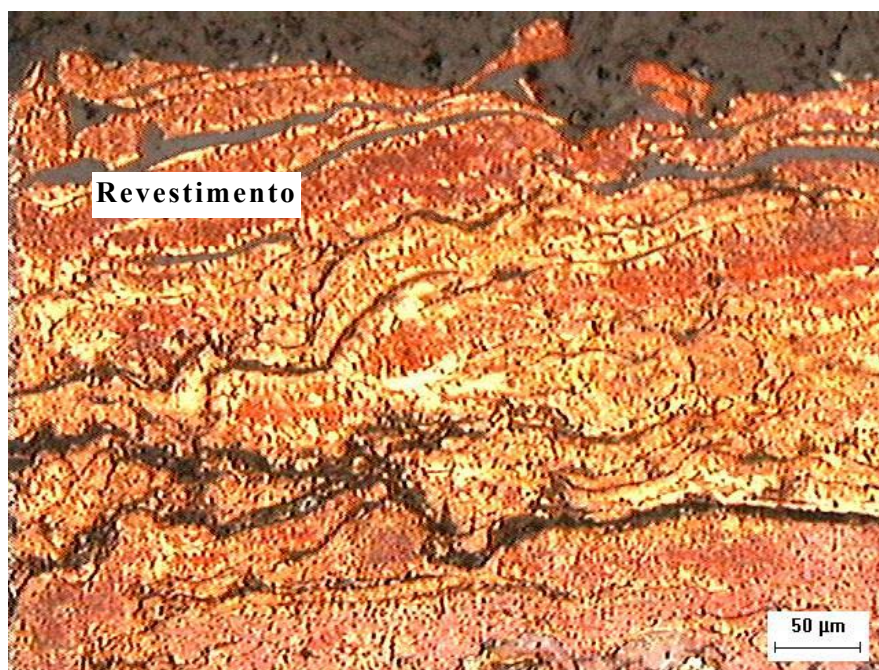


Figura 63. Amostra 16. Perfil do revestimento de cobre em ciclo térmico a 180 °C.
Aumento 200x



Figura 64. Amostra 20. Perfil do revestimento de bronze-alumínio sem ciclo térmico. Aumento 200x



Figura 65. Amostra 21. Perfil do revestimento de bronze-alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 200x



Figura 66. Amostra 24. Perfil do revestimento de bronze-alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 200x

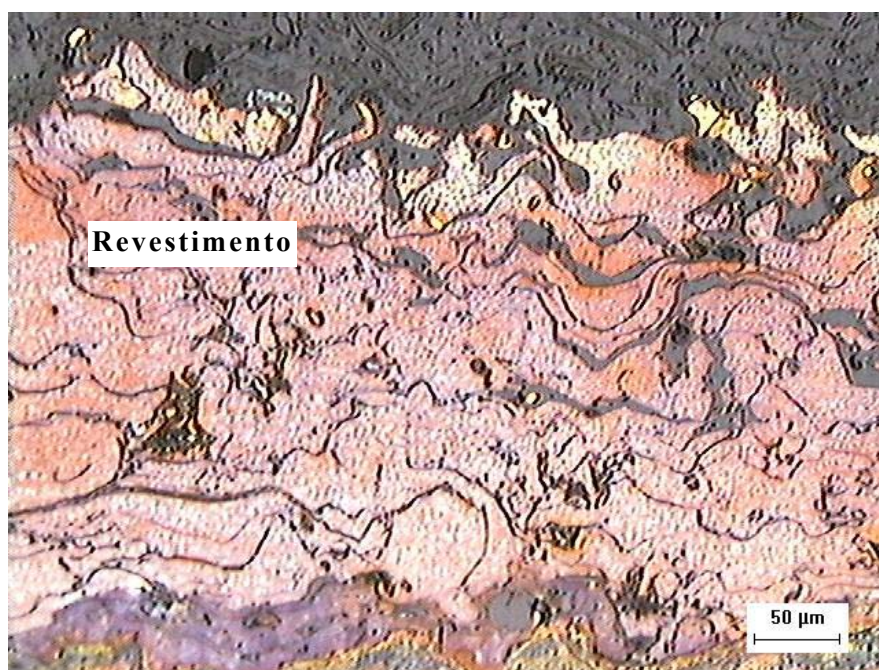


Figura 67. Amostra 26. Perfil do revestimento de bronze-alumínio em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 200x

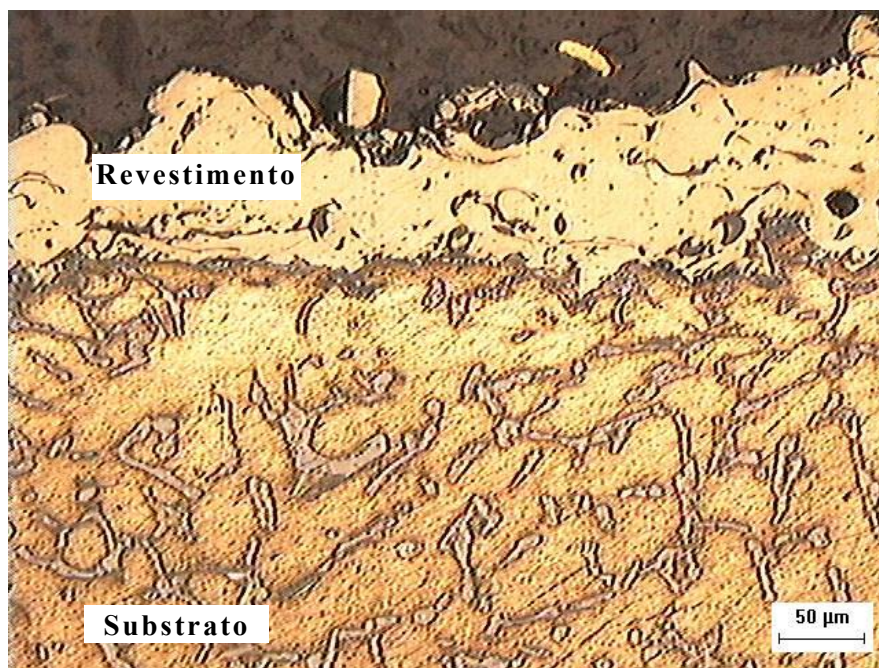


Figura 68. Amostra 30. Perfil do revestimento de níquel-alumínio sem ciclo térmico. Aumento 200x

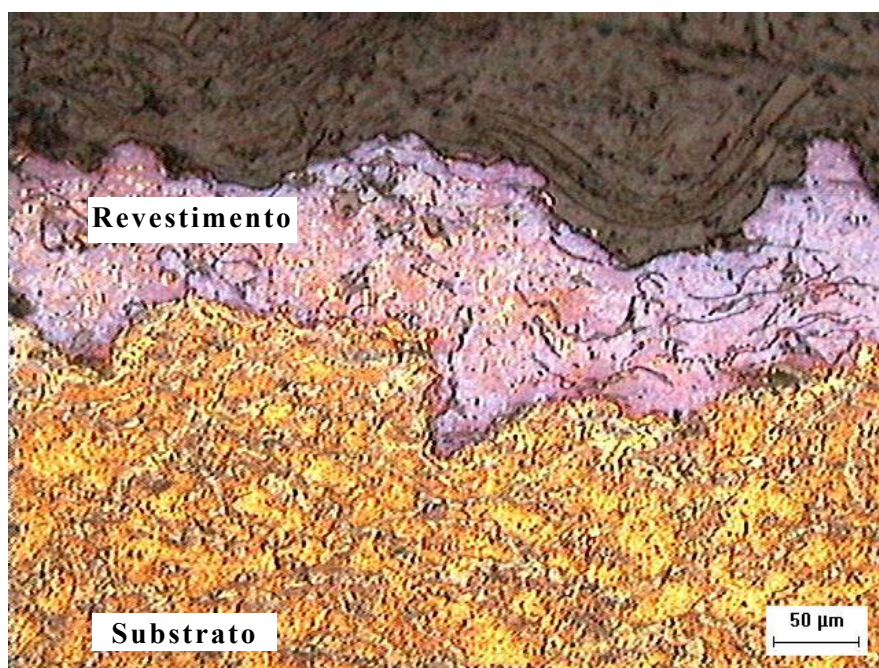


Figura 69. Amostra 31. Perfil do revestimento de níquel-alumínio em ciclo térmico a 60 °C. Aumento 200x

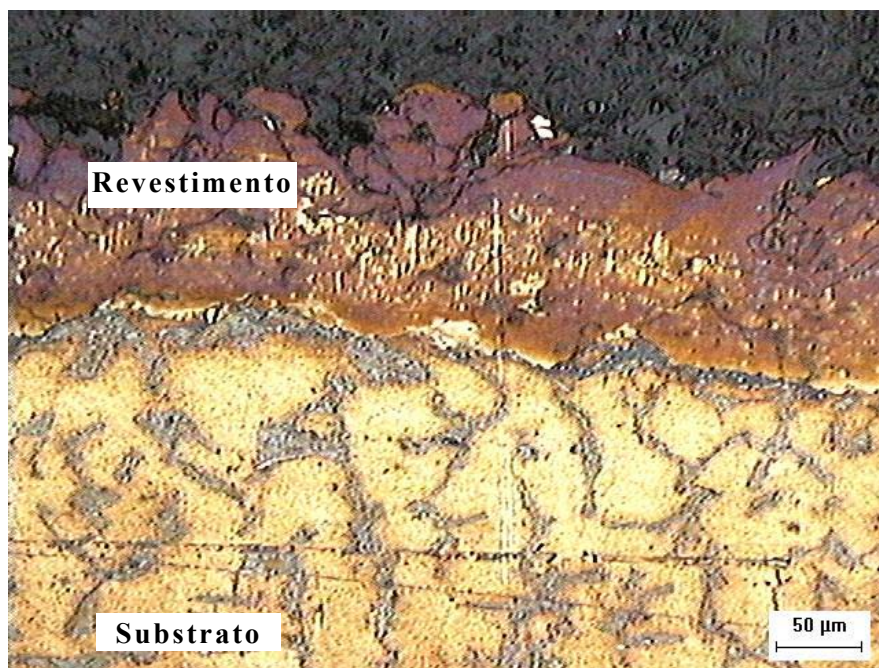


Figura 70. Amostra 34. Perfil do revestimento de níquel-alumínio em ciclo térmico a 120 °C. Aumento 200x

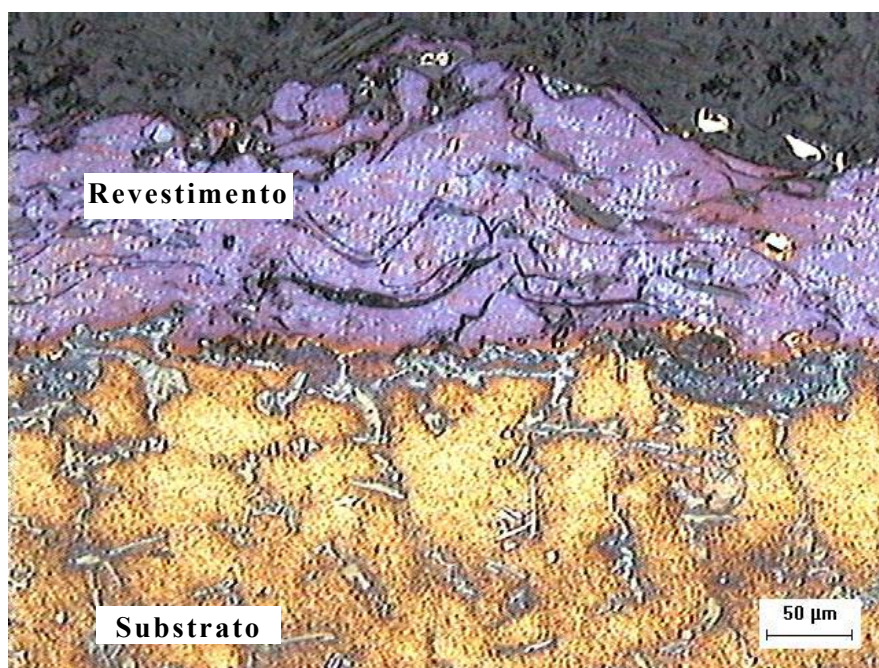


Figura 71. Amostra 36. Perfil do revestimento de níquel-alumínio em ciclo térmico a 180 °C. Aumento 200x

Com os resultados obtidos após a ciclagem térmica para o substrato, pode-se perceber o seguinte:

5.1.1 Substrato revestido com cobre e bronze-alumínio

Após aplicação de revestimentos: estrutura com dendritas de alumínio primário, grandes e pequenas, sem uma orientação preferencial (Figura 24 - amostra 10; Figura 28 – amostra 20).

Ciclo térmico de 60 °C: coalescimento da estrutura dendrítica e leve esferoidização, com tendência a formar uma estrutura mais homogênea de dendritas de alumínio primário (Figura 25 - amostra 12; Figura 29 – amostra 22).

Ciclo térmico de 120 °C: as dendritas de alumínio primário encontram-se mais uniformes e coalescidas e mais esferoidizadas (Figura 26 - amostra 13; Figura 30 – amostra 24)

Ciclo térmico de 180 °C: as dendritas de alumínio primário ainda mais coalescidas e com uma concentração maior e menor espaçamento entre as mesmas (Figura 27 - amostra 15; Figura 31 – amostra 25).

Uma comparação entre as figuras 36 a 39 (para revestimentos de cobre) e figuras 40 a 43 (para o revestimento de bronze-alumínio) mostra a densificação das dendritas de alumínio primário com o aumento da temperatura nos ciclos térmicos.

5.1.2 Substrato revestido com níquel alumínio

Após aplicação do revestimento: estrutura com dendritas de alumínio primário com tamanho mais regular e com morfologia de uma estrutura mais orientada (Figura 32 - amostra 30).

Ciclo térmico de 60 °C: coalescimento da estrutura dendrítica e leve esferoidização, com tendência a formar uma estrutura mais homogênea e com orientação preferencial (Figura 33 - amostra 32).

Ciclo térmico de 120 °C: as dendritas de alumínio primário aumentam de tamanho e continuam coalescidas com tendência a aumentar e se tornarem mais esferoidizadas. (Figura 34 - amostra 33)

Ciclo térmico de 180 °C: as dendritas de alumínio primário ainda mais coalescidas e esferoidizadas e maior espaçamento entre as dendritas (Figura 35 - amostra 35).

Comparando as microestruturas das figuras 44 a 47, verifica-se também que, para o substrato que foi revestido com níquel-alumínio, ocorreu um crescimento das dendritas de alumínio primário, reduzindo a área do componente eutético da liga Al-Si.

De forma geral, pode-se comentar que após a ciclagem térmica as microestruturas dos revestimentos de cobre, bronze-alumínio e níquel-alumínio ficam mais densas, fato que pode ser benéfico para evitar a penetração de elementos corrosivos ao substrato e ter maior área metálica e reduzir com isso a resistência à passagem de corrente e produzir menor aquecimento no substrato.

No caso do substrato, este responde também aumentando a presença de dendritas de alumínio primário coalescidas e esferoidizadas em relação à área do constituinte eutético, cuja fração relativa foi alterada pela variação da temperatura na ciclagem térmica, permitindo com isso que a corrente elétrica tenha menor dificuldade de passagem (aumento da área de condução elétrica) e, por consequência, menor aquecimento por efeito Joule.

5.2 Microdureza

O resultado da medição de microdureza sobre os corpos de prova está apresentado na forma dos gráficos das figuras 72, 73 e 74.

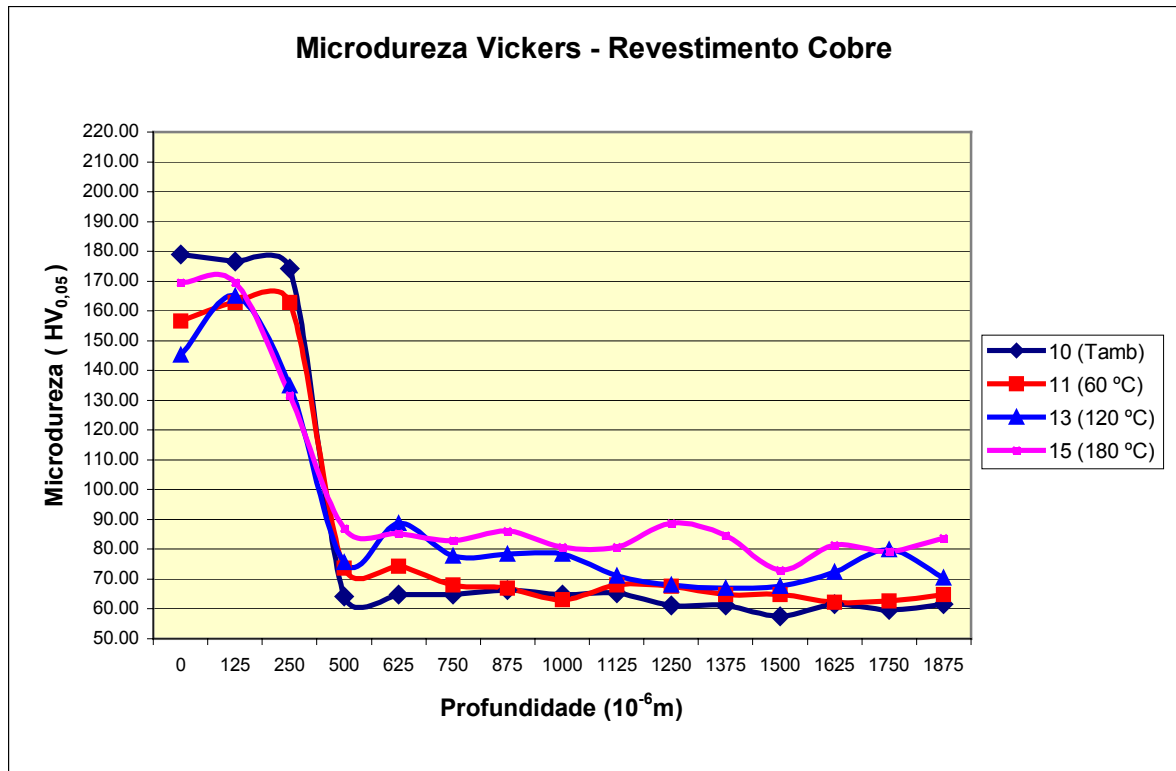


Figura 72. Resultado da microdureza Vickers no conector revestido com cobre.

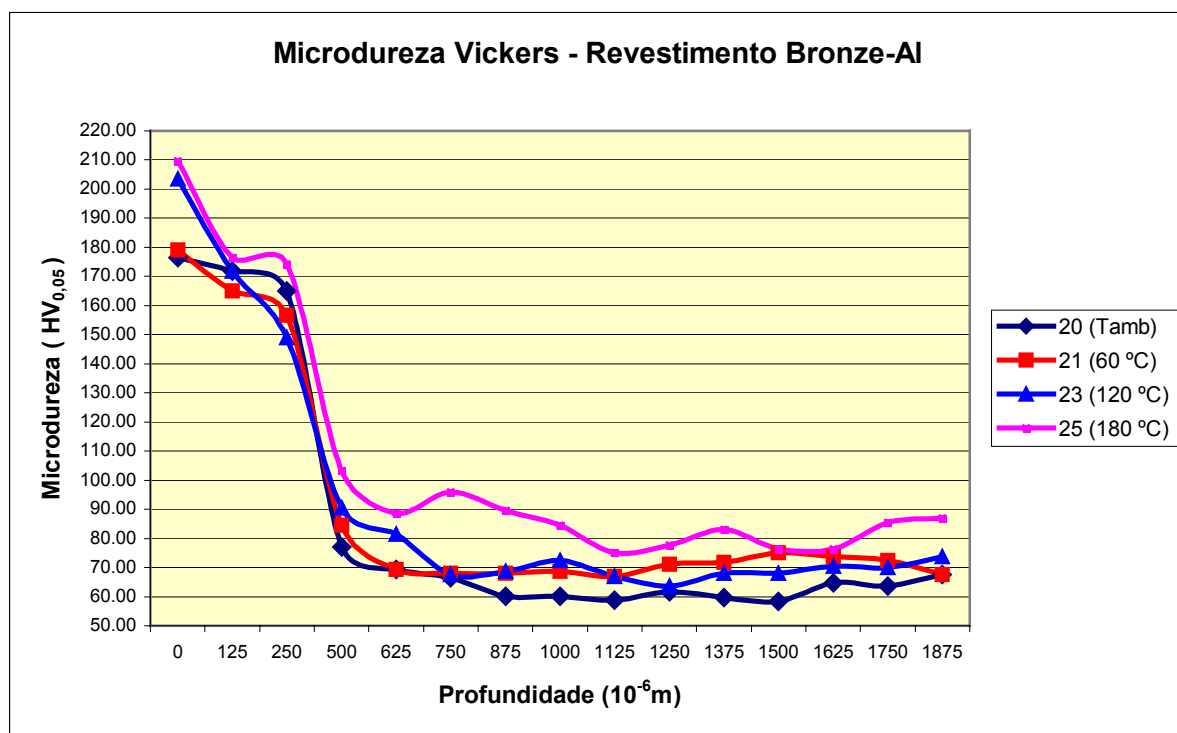


Figura 73. Resultado da microdureza Vickers no conector revestido com bronze-alumínio.

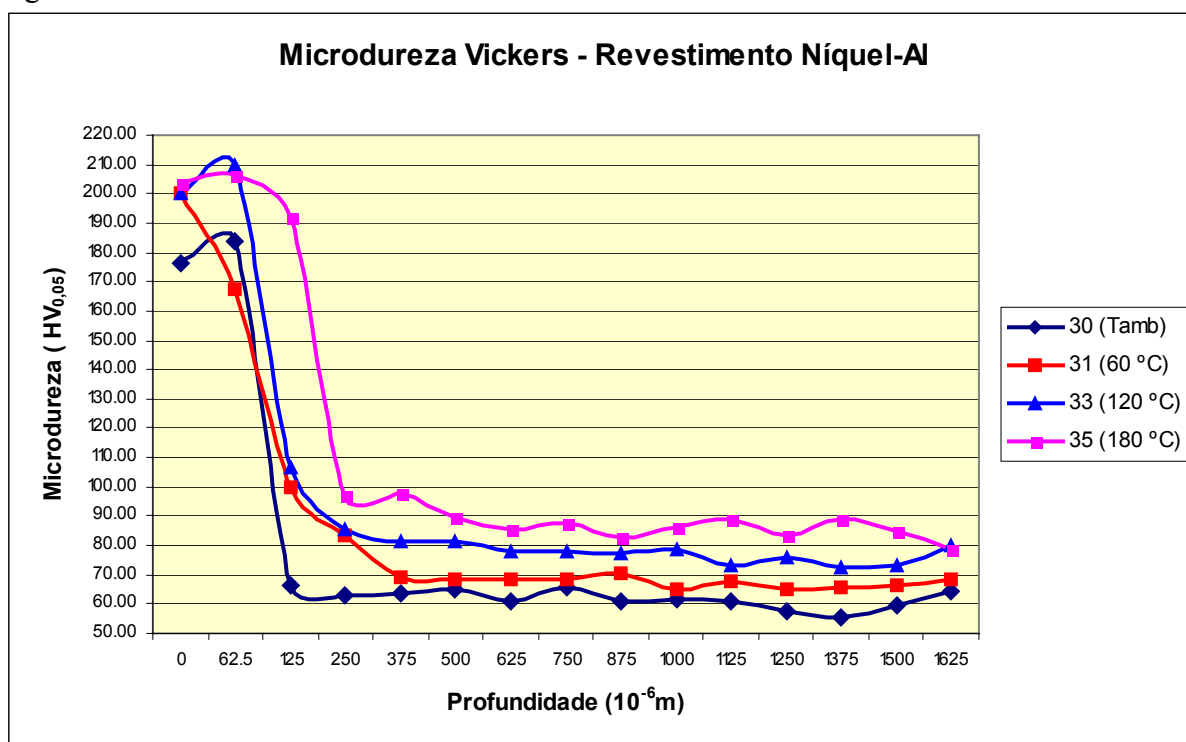


Figura 74. Resultado da microdureza Vickers no conector revestido com níquel-alumínio.

Observou-se um ligeiro aumento na dureza do material, principalmente no substrato. Tal aumento no substrato poderia ser devido à formação de fases intermetálicas que se

formam por causa do revestimento efetuado nos conectores, quando expostos a variações de temperatura durante a ciclagem térmica. A formação destes compostos poderia ocorrer pela difusão de átomos de cobre e de níquel no substrato de alumínio ou ainda, pela precipitação de algum intermetálico alumínio-silício do substrato. A precipitação destes intermetálicos no substrato seria ocasionada pela temperatura durante a ciclagem térmica à qual os corpos de prova foram submetidos. O aumento da dureza também pode ser explicado pelas alterações gerais na microestrutura com a mudança nas dimensões das dendritas de alumínio primário em relação ao componente eutético da liga.

Este aumento de dureza poderia ser benéfico aos conectores uma vez que, elevando a sua resistência mecânica, reduziria os possíveis efeitos adversos do *thermoplastic ratcheting*, bem como, atenuaria os mecanismos de fluência e relaxação de tensão. Deve-se, entretanto, observar que se houver um crescimento excessivo das fases intermetálicas, pode ocorrer fragilização do substrato, tornando-o mais susceptível à geração de fissuras.

Com relação aos revestimentos podemos comentar o seguinte:

- Para o cobre, em todo o revestimento, ocorre uma diminuição da dureza após a ciclagem térmica. Observa-se que a dureza só será maior, após a ciclagem térmica, no substrato da amostra, após os 250µm de profundidade, que é a região da interface entre o revestimento e o metal-base.
- No caso do revestimento de bronze-alumínio a dureza é sempre maior após a ciclagem térmica, exceto na condição do ciclo de 60 °C, onde a dureza é um pouco menor. De uma maneira geral, para estas amostras, a dureza também é sempre maior no substrato.
- O revestimento de níquel-alumínio apresenta uma dureza mais elevada na camada mais superficial para as três temperaturas do ciclo térmico. À medida que a medição avança na direção do substrato, a dureza permanece sempre maior, exceto para o corpo submetido ao ciclo de 60 °C, onde a dureza tem uma pequena queda para valores abaixo da dureza do corpo de prova que não sofreu ação de ciclo térmico. Em 125µm a medição já é na região da interface entre o revestimento e o metal-base. A partir deste ponto, como aconteceu nas outras amostras, a dureza é maior para os corpos que passaram pelo ciclo térmico.

Convém mencionar que a medição torna-se um pouco prejudicada, na região do revestimento, já que as panquecas tornam o perfil heterogêneo. Para uma penetração muito pequena do indentador do microdurômetro (carga baixa), pode-se eventualmente, efetuar uma medição sobre alguma porosidade ou ainda sobre alguma partícula de óxido. Se for utilizada uma carga muito maior (indentação maior), fica prejudicada a formação de um perfil exato da microdureza, já que a camada revestida é bastante fina e podem-se colher apenas poucos pontos significativos por revestimento. Para confirmar os dados, foram efetuadas medições com cargas de 200gf e 50gf sendo a característica geral dos perfis, excetuadas pequenas variações, foram semelhantes.

5.3 Rugosidade

O resultado da medição de rugosidade do substrato e dos revestimentos está apresentado nas tabelas 13, 14, 15 e 16.

Tabela 13. Resultados da medição da rugosidade do substrato de alumínio.

Ponto de medição	Rugosidade				
	R_A	R_Y	R_Z	R_Q	RS_M
1	7,87	49,91	49,91	10,08	149
2	8,90	54,21	74,21	11,68	137
3	8,66	51,21	51,21	10,57	131
4	6,92	42,41	42,41	8,65	111
5	6,99	41,70	41,70	8,44	148
6	7,50	45,32	45,32	9,24	125
7	7,30	47,94	47,94	9,3	122
Média	7,74	47,52	46,41	9,71	131,85

Tabela 14. Resultados da medição da rugosidade sobre o revestimento de cobre.

Cobre	Rugosidade				
	R_A	R_Y	R_Z	R_Q	RS_M
1	12,36	79,77	74,77	15,72	346
2	16,44	87,49	77,49	19,21	316
3	24,41	89,91	89,91	27,55	488
Média	17,73	85,72	80,72	20,82	383,33

Tabela 15. Resultados da medição da rugosidade sobre o revestimento de alumínio-bronze.

Al+ Bronze	Rugosidade				
	R _A	R _V	R _Z	R _Q	RS _M
1	9,56	78,99	43,99	10,92	416
2	11,46	89,53	53,53	13,55	446
3	22,9	93,52	93,52	26,87	503
Média	14,64	87,34	63,68	17,11	455,00

Tabela 16. Resultados da medição da rugosidade sobre o revestimento de alumínio-níquel.

Al+Ni	Rugosidade				
	R _A	R _V	R _Z	R _Q	RS _M
1	13,68	74,09	64,09	16,23	264
2	17,99	81,71	81,71	21,21	292
3	16,57	84,09	84,09	19,70	356
4	15,55	72,67	72,67	18,68	305
5	12,14	79,69	59,69	14,44	338
6	12,68	68,44	68,44	16,12	314
7	9,89	86,10	56,10	12,26	310
Média	14,07	78,11	69,54	16,94	311,28

Na tabela 17 é apresentado um resumo das medições de rugosidade efetuadas em cada uma das condições previstas. Pode-se observar claramente que, para os conectores revestidos, a rugosidade superficial é significativamente maior que para os conectores sem revestimento. Esta rugosidade era esperada uma vez que, esta é uma característica inerente ao processo de aspersão térmica e é completamente desejável visto que a redução da resistência elétrica de contato está diretamente ligada com o aumento da rugosidade superficial (aumento do número de pontos de contato) dos conectores.

Tabela 17. Resumo dos resultados da medição da rugosidade do substrato e dos revestimentos.

Ponto de medição	Rugosidade	
	R _V	RS _M
Substrato Alumínio Fundido	47,52	131,85
Revestimento de Cobre	85,72	383,33
Revestimento de Al+Bronze	87,34	455,00
Revestimento de Al+Ni	78,11	311,28

No caso do parâmetro R_y (máxima distância pico vale) o aumento é significativo quando medido o mesmo parâmetro nos revestimentos. O parâmetro R_{Sm} é ainda mais importante, dado que representa que a aderência é elevada. Quando o valor R_{Sm} é >250 , isto significa que o número de picos é significativamente maior e com isso é maior a quantidade de picos em contato entre os conectores, facilitando com isso a passagem de corrente elétrica e com isso reduz o efeito de aquecimento dos conectores.

A redução na resistência de contato fica evidenciada pelo trabalho desenvolvido paralelamente nas instalações do LACTEC [59], onde foram testados conectores em condições onde o conector é submetido a uma corrente elétrica para avaliar a variação da resistência e a elevação da temperatura, para conectores revestidos com cobre, níquel-alumínio e sem revestimento.

Para o ensaio foram utilizados um conector chapa-cunha com cabo de alumínio 336,4 MCM, (ABNT NBR 11788:1992 - Conectores de alumínio para ligações aéreas de condutores elétricos em sistemas de potência- Especificação) utilizando as configurações da tabela 18 e figura 75 com o barramento de cobre.

Tabela 18 - Configurações utilizadas no ensaio de ciclos térmicos do Conjunto 1 [59].

Amostra	Conexão com o barramento
1	Aspersão de níquel
2	Sem revestimento
3	Dispositivo placa mola
4	Aspersão de cobre

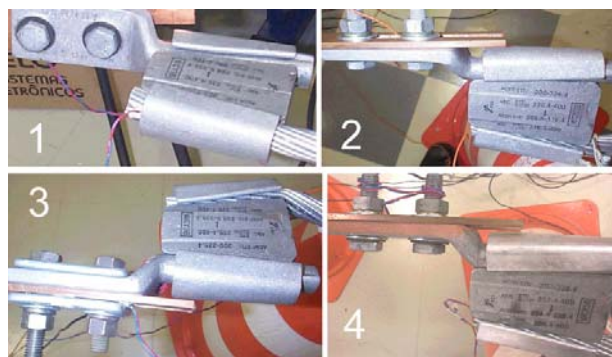


Figura 75. Configurações utilizadas no ensaio de ciclos térmicos do Conjunto 1 [59].

Cada ciclo térmico teve a duração de 75 minutos sendo, um período de aquecimento de 30 minutos, utilizando-se uma corrente de 680 A, definida pelos ajustes nos primeiros 10 ciclos, para elevar a temperatura do condutor de referência a 100 °C acima da temperatura ambiente e um período de resfriamento natural com duração de 45 minutos. As medições de temperatura do ciclo de aquecimento foram efetuadas nos últimos 5 minutos do referido ciclo, ou seja, no período em que a temperatura do conector estava estabilizada.

As medições das diferenças de potencial à temperatura ambiente foram efetuadas nos últimos 10 minutos do período de resfriamento (com a temperatura no máximo 5 °C acima da temperatura ambiente), aplicando-se uma corrente contínua de 10 A e medindo-se a diferença de potencial entre os equalizadores.

As medições das diferenças de potencial na temperatura aquecimento foram efetuadas imediatamente após o desligamento da corrente de aquecimento, aplicando-se uma corrente contínua de 10 A e medindo-se a diferença de potencial entre os equalizadores.

As leituras das temperaturas e das diferenças de potencial foram efetuadas nos ciclos: 0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 110, 120, 130, 140, 150, 160, 170, 180, 190, 200, 225, 250, 275, 300, 325, 350, 375, 400, 425, 450, 475, 500, 525, 550, 575, 600, 625, 650, 675 e 700, ajustadas dentro do horário normal de trabalho.

Na figura 76 estão apresentadas as curvas de resistência ôhmica obtidas para o conjunto de conectores ensaiados ao longo do ensaio de ciclo térmico.

Constata-se que o acabamento original em alumínio foi o que apresentou os maiores valores de resistência ao longo dos ciclos, sendo, inclusive, reprovado por norma no conector compressão. A explicação para tal resultado estaria relacionada ao fenômeno de *fretting* o qual promove o acúmulo de partículas erodidas junto à superfície de contato e que, ao se oxidarem, resultam no aumento da resistência de contato. Comprova-se, portanto a necessidade do uso de pasta nas conexões [59].

Os acabamentos de aspensão com níquel e cobre, e ainda o acabamento original, porém com a presença de pasta antióxido, apresentaram os menores valores de resistência de contato.

Quanto ao dispositivo placa-mola o mesmo apresentou resultados intermediários se comparados às demais conexões.

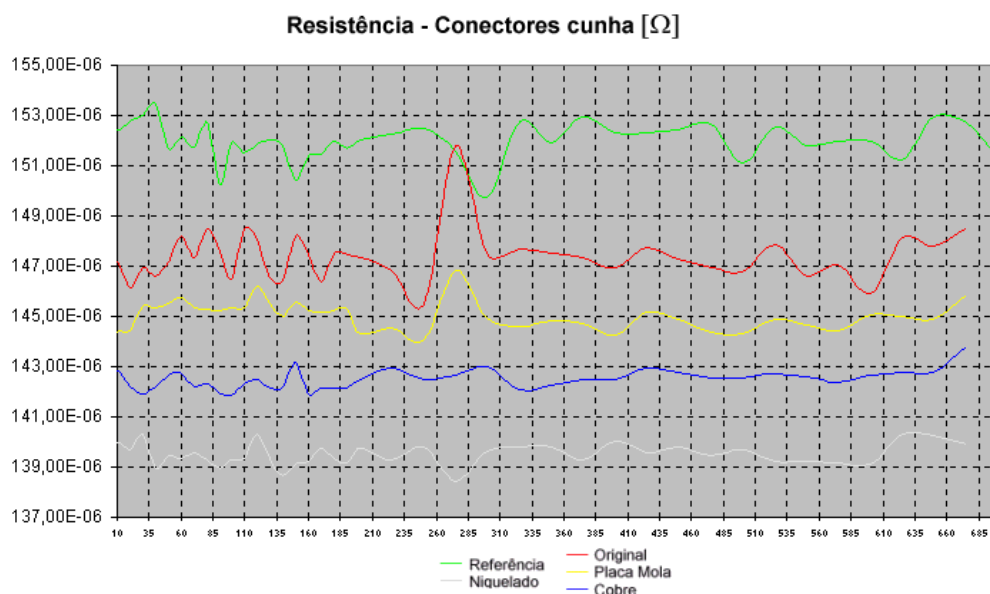


Figura 76. Curvas de variação de resistência ôhmica obtidas nas amostras do Conjunto 1 (conector cunha) ao longo do ensaio de ciclos térmicos [59].

As figuras 77 e 78 apresentam as curvas de variação de temperatura para os três conjuntos de conectores ensaiados ao longo do ensaio de ciclo térmico bem como imagens de termovisão obtidas nas conexões.

Foi constatado que os conectores cunha apresentaram menor elevação de temperatura ao longo deste ensaio em relação aos demais conectores. Ressalta-se, porém, que os conectores à compressão, por possuírem menor massa e menor área de radiação, certamente irão alcançar maiores valores de temperaturas. Nas imagens obtidas por termovisão, constata-se a presença de pontos de temperaturas superiores se comparadas àquelas obtidas com os sensores tipo termopar [59].

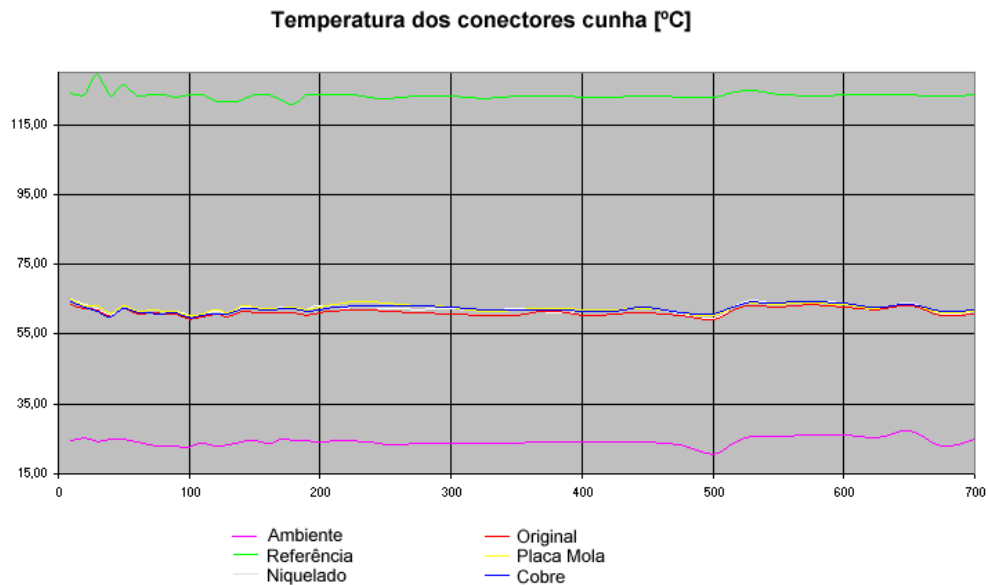


Figura 77. Curvas de variação de temperatura obtidas nas amostras do Conjunto 1 (conector cunha) ao longo do ensaio de ciclos térmicos [59].

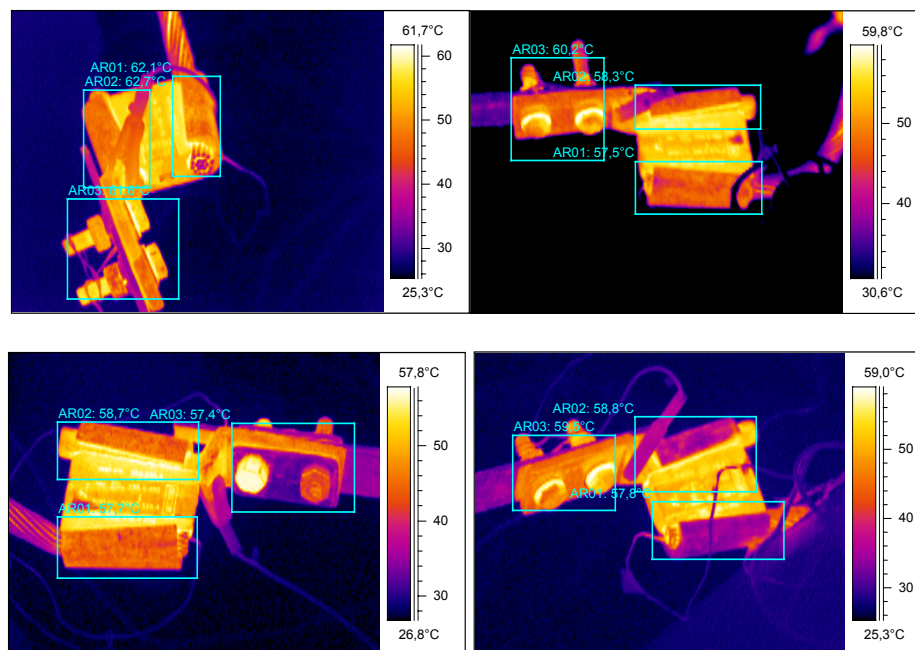


Figura 78. Imagens de termovisão após ensaios de ciclos térmicos nos conectores do Conjunto 1. Conexões distribuídas conforme figura 2 destacando pontos isolados com maior temperatura [59].

6. CONCLUSÕES

Os resultados do trabalho demonstraram que é viável revestir conectores de alumínio fundido através do processo de aspersão térmica por chama oxiacetilênica.

Os três revestimentos se mostraram adequados para melhorar a área de contato e não apresentaram problemas de aderência e porosidade passante com o substrato.

Nos três revestimentos depositados pelo processo a chama ocorre um aumento da rugosidade superficial na superfície dos conectores, efeito que tende a diminuir a resistência de contato elétrico pelo aumento da área de contato entre as superfícies.

Após a ciclagem térmica entre 60 °C e 180 °C foi constatada variação da dureza, sendo que para o revestimento de cobre ocorreu pequena redução e, para os demais revestimentos, houve um aumento nos valores de dureza, o que pode permitir reduzir o desgaste por fricção entre as superfícies dos conectores.

Após a ciclagem térmica entre 60 °C e 180 °C foi constatado, também, que a estrutura fica mais favorável à passagem de corrente elétrica uma vez que as dendritas coalescem e esferoidizam, reduzindo as áreas de componente eutético, garantindo menor resistência e, portanto, menor aquecimento do substrato por efeito Joule. O efeito da redução da resistência de contato nos conectores revestidos foi constatado e está demonstrado através do gráfico da figura 40.

Com relação variação da temperatura das conexões pode-se concluir que as conexões com revestimento de cobre e níquel-alumínio foram aquelas que apresentaram menor elevação em relação à temperatura de referência. Este comportamento estaria relacionado a uma redução da resistência de contato pela alteração da característica de rugosidade superficial. Nota-se, que a faixa de variação de temperatura no ensaio de termovisão, está compatível com o ensaio de ciclagem térmica realizado ao forno. Isto nos indica a viabilidade do ensaio e valida os resultados obtidos pela simulação do aquecimento (por efeito Joule) através da ciclagem térmica.

7. PROPOSTA DE TRABALHOS FUTUROS

- Otimizar os parâmetros de aspersão térmica por chama oxiacetilênica com o objetivo de obter maior aderência, menor porosidade e maior rugosidade do revestimento.
- Avaliação da resistência à corrosão atmosférica, industrial e salina em laboratório e campo para determinar qual tipo de revestimento forneceria melhor desempenho.
- Realizar tratamento térmico aos componentes como fundidos com e sem revestimento e avaliar seu comportamento em ensaio simulado de resistência de contato.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] BRAUNOVIC, M., “Evaluation of Different Platings for Aluminum-to-Copper Connections”, IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology, vol.15, nº 2, p. 204-215, 1992.
- [2] NAYBOUR, R. D., FARREL, T., “Degradation Mechanisms of Mechanical Connectors on Aluminum Conductors”, Proc. Inst. Elec. Eng., vol. 120, p. 273, 1973.
- [3] ATERMO, R., “A Method of Testing Compressive Relaxation in Aluminum Conductors”, Wire Journal, p.127, September 1973.
- [4] JACKSON, R. “Electrical Performance of Aluminum/Cooper Bolted Joints”, Proc. Inst. Elec. Eng., vol. 129, p.177, 1969.
- [5] BONWITT, W. F., “An Experimental Investigation of the Electrical Performance of Bolted Aluminum-to-Cooper Connections”, AIEE Transactions, vol. 67, p.1208, 1948.
- [6] FUNAMIZU, Y., WATANABE, K., “Interdiffusion in the Al-Cu System”, J. Inst. Metals, vol. 63, p. 147, 1971.
- [7] BRAUNOVIC, M., “Fretting Corrosion Between Aluminum and Different Contact Materials”, in Proc. Conf. Electric Contacts – 1977”, p. 223, 1977.
- [8] KONGSJORDEN, K., KULSETAS, J., SLETBAK, J., “Degradation of Electrical Contacts Caused by Oscillatory Micromotion Between the Contact Members”, in Proc. Conf. Electric Contacts – 1978”, p. 87, 1978.
- [9] BRAUNOVIC, M., “Evaluation of Different Types of Contact Aid Compounds for Aluminum-to-Cooper Connections”, IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology, vol.15, nº 2, p. 216-224, 1992.
- [10] BRAUNOVIC, M., “Aluminum Connections: Legacies of the Past”, in IEEE Conference on Electrical Contacts, 40. p. 1-31, 1994.
- [11] HOLM, R., “Electric Contacts”, Springer Verlag, 1967.
- [12] WILLIAMSON, J. B. P., “The Microworld of the Contact Spot”, Electric Contacts, IIT, p.1, 1981.
- [13] TIMSIT, R., “On the Evaluation of Contact Temperature from Potential-Drop Measurements”, Electrical Contacts, IIT, p.147, 1982.
- [14] WILLIAMSON, J. B. P., “The Self-Healing Effect: Its Implications in the Accelerated Testing of Connectors”, Proc. 10th ICEC, Budapest, Hungary, p.1089, 1980.
- [15] TIMSIT, R., “Some Fundamental Properties of Aluminum-Aluminum Electrical Contacts”, Electrical Contacts, IIT, p.79, 1980.

- [16] BRAUNOVIC, M., "Evaluation of Different Types of Contact Aid Compounds for Aluminum-Aluminum Connectors and Conductors", IEEE Transactions CHMT, 8, n°3, p.313, 1985.
- [17] HUBBARD, D. C., KUNKLE, R. W., Chance, A. B., "Evaluation of Test Data in Determining Minimum Design Requirements for Aluminum-Cooper Connectors", AIEE Transactions, vol.73, p. 616, 1973.
- [18] BOND, N., MCGEARY, F. L., "Nickel Plating for improved Electrical Contact to Aluminum", IEEE Transactions, IA-9, p.326, 1973.
- [19] JACKSON, R., "Electrical Performance of Aluminum/Cooper Bolted Joints", Proc. IEEE, vol.129, p.177, 1982.
- [20] ARONSTEIN, J., "Evaluation of a Plated Aluminum Wire for Branch Circuit Applications", Electrical Contacts, p. 107, 1987.
- [21] HARE, T. K., "Investigation of Nickel Plated Aluminum Wire Using Analytical Electron Microscope", Electrical Contacts, p. 113, 1987.
- [22] BRAUNOVIC, M., "Effect of Fretting on the Contact Resistance of Cooper, Aluminum and Nickel-Coated Aluminum Wire Connections", Wear, vol.112, p. 181, 1986.
- [23] BRAUNOVIC, M., "Evaluation of Different Types of Mechanical Contact Devices for Aluminum-to-Aluminum Connections", Proc. 13th ICEC-1986, Lausanne, Switzerland, p.107, 1986.
- [24] OBERG, A., NILSSON, S., "Shape-Memory Alloys for Power Connector Applications", Electrical Contacts, Pittsburgh, p.225, 1993.
- [25] WATERHOUSE, R. B., "Fretting Corrosion", Pergamon Press, Oxford, 1972.
- [26] FAIRWEATHER, A., LAZENBY, F., PARKER, A., "Proc. 2nd Int. Symp. on Electrical Contact Phenomena, Graz, p.316-338, 1964.
- [27] BOCK, E. M., WHITLEY, J. H., "Fretting Corrosion in Electric Contacts", Electric Contacts-1974, Chicago, p.128, 1974.
- [28] KRUMBEIN, S., "Contact Properties of Tin Plates", Electric Contacts-1974, ITT, Chicago, p.38, 1974.
- [29] ANTLER, M., "Fretting Corrosion of Solder-Coated Electrical Contacts", IEEE Transactions, CHMT-7, p.129, 1984.
- [30] LEE, A., MAMRICK, M., "Fretting Corrosion of Tin-Plated Cooper Alloy", IEEE Transactions, CHMT-10, p.63, 1987.
- [31] LEE, A., MAMRICK, M., "Fretting Corrosion of Tin with Electrical Load", Proc. 13th Int. Conf. on Electrical Contacts, Lausanne, Switzerland, p.47, 1986.

- [32] BRAUNOVIC, M., "Fretting Damage in Tin-Plated Aluminum and Cooper Connections", Electric Contacts-1988, IEEE-Holm, San Francisco, p.179, 1988.
- [33] MOTINE J. J., REAGOR, B. T., "Investigation of Fretting Corrosion and Dissimilar Metal Interfaces on Socketed IC Device Applications", Electric Contacts-1983, ITT, Chicago, p.61, 1983.
- [34] BRAUNOVIC, M., "Fretting Effects in Aluminum-to Aluminum Connections", Proceedings Of International Conference on Electrical Contacts", Nagoya, p.271, 1986.
- [35] ANTLE, M., "Survey of Contact Fretting in Electrical Connections", Electrical Contacts-1984, ITT, Chicago, p.3, 1984.
- [36] ANTLE, M., "Electrical Effects of Fretting Connector Contact Materials: A Review", Wear, p.106, 1985.
- [37] MALLUCCI, R. D., "Multispot Model of Contacts Based on Surface Features", Electrical Contacts-1990, Montreal, p.625, 1990.
- [38] MALLUCCI, R. D., "Dynamic Model of Stationary Contacts Based on Random Variations of Surface Features", Electrical Contacts-1991, p.90, 1991.
- [39] BRYANT, M. D., "Resistance Buildup in Electrical Connectors due to Fretting Corrosion of Rough Surfaces" Electrical Contacts-1993, Pittsburgh, p.178, 1993.
- [40] JOHNSON, J. L., MOBERLY, L. E., "Separable Electric Power Contacts Involving Aluminum Bus-Bars", Electric Contacts-1975, ITT, Chicago, p.53, 1975.
- [41] AMBIER, J., PERDIGON, P., "Fretting Corrosion of Separable Electrical Contacts", Electric Contacts-1984, ITT, Chicago, p.105, 1984.
- [42] BRAUNOVIC, M., "Intermetallic Compounds at Aluminum-to-Copper Electrical Interfaces: Effect of Temperature and Electric Current", IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology, vol.17, p.78, 1994.
- [43] ATERMO, R., "A method for Testing Compressive Relaxation in Aluminum Wire Conductors", Wire Journal, September, p.127, 1973.
- [44] KLYPIN, A.A., "Creep of Metals Under the Influence of Electric Current", Problemy Prochnosti, n° 9, p.35, 1972.
- [45] TROITSKY, O. A., ROZNO, A. G., "Electroplastic Effect in Metals", Sov. Physics Solid State, n° 12, p.161, 1970.
- [46] TROITSKY, O. A., SPITSYN, V. I., "Investigation of the Electroplastic Deformation of a Metal by the Method of Stress Relaxation and Creep", Sov. Physics Solid State, n° 21, p.111, 1976.

- [47] BRAUNOVIC, M., “The Effect of an Electric Current on the Stress Relaxation of Aluminum Wire Conductors”, Proceedings of 7th ICSMA-1985, Montreal, August, p.619, 1985.
- [48] BRAUNOVIC, M., “Effect of Current Cycling on Contact Resistance, Force and Temperature of Bolted Aluminum-to-Aluminum Connector of High Ampacity”, IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology, vol.4, p.57, 1981.
- [49] BRAUNOVIC, M., “Evaluation of Different Types of Contact Aid Compounds for Aluminum-to-Aluminum Connectors and Conductors”, IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology, vol.8, p.313, 1985.
- [50] BRAUNOVIC, M., “Effect of Contact Aid Compounds on the Performance of Bolted Aluminum-to-Aluminum Joints Under Current Cycling Conditions”, IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology, vol.9, p.59, 1986.
- [51] AWS. American Welding Society, Inc. Thermal Spraying. Practice, Theory, and Applications. 1985.
- [52] THORPE, M.L. Thermal Spray. Industry in Transition. Advanced Materials & Processes, v.143, n°5, p.50-61, 1993.
- [53] CORTÉS P. R. Tese de doutorado. Estudo de Revestimentos de Alumínio Depositados por Três Processos de Aspersão Térmica para a Proteção do Aço Contra a Corrosão Marinha. UFSC 1998.
- [54] MARANHO, O. Dissertação de Mestrado. Influência da Preparação da Superfície na Aderência de Revestimentos de Alumínio Depositada por Aspersão Térmica a Chama. Florianópolis: UFSC - 1996.
- [55] GRASME, D. Arc Spraying of Aluminum. Welding and Cutting. p.124-125, v.8, 1990.
- [56] - Aluminum: Properties and Physical Metallurgy, J.E.Hatch, ASM, Metals Park, USA, 1990.
- [57] - ASM Handbook, volumes 2, 4 e 9, American Society for Materials, Ohio, USA.
- [58] BAPTISTA, A. L. B., O Ensaio Metalográfico no Controle da Qualidade, UFF/EEIMVR, 1998.
- [59] LACTEC – Instituto de Tecnologia para o Desenvolvimento, Estudo do Sobreaquecimento de Conexões Elétricas em Subestações de Distribuição de Energia Elétrica – Relatório Final, 2003.